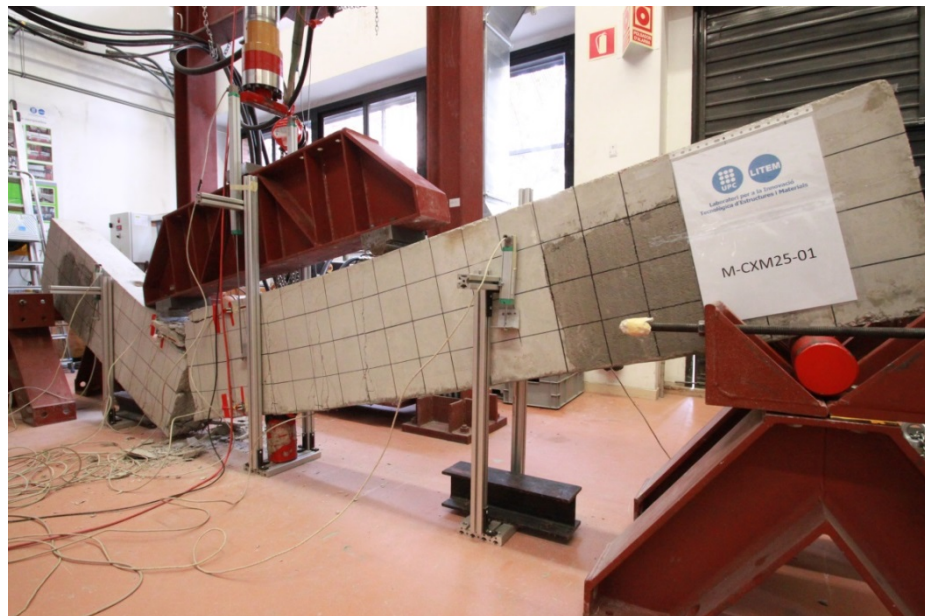


# **Vigas de hormigón armado reforzadas a flexión con materiales tipo Fabric-Reinforced Cementitious Matrix. Estudio experimental y analítico**

C. Escrig  
L. Gil



# **Vigas de hormigón armado reforzadas a flexión con materiales tipo Fabric-Reinforced Cementitious Matrix. Estudio experimental y analítico**

C. Escrig  
L. Gil

Monograph CIMNE N°-171, March 2017

**International Center for Numerical Methods in Engineering**  
Gran Capitán s/n, 08034 Barcelona, Spain

INTERNATIONAL CENTER FOR NUMERICAL METHODS IN ENGINEERING  
Edificio C1, Campus Norte UPC  
Gran Capitán s/n  
08034 Barcelona, Spain  
[www.cimne.com](http://www.cimne.com)

First edition: March 2017

**VIGAS DE HORMIGÓN ARMADO REFORZADAS A FLEXIÓN CON MATERIALES TIPO FABRIC-  
REINFORCED CEMENTITIOUS MATRIX. ESTUDIO EXPERIMENTAL Y ANALÍTICO**

Monograph CIMNE M171

© Los autores





*Juno, esto vuelve a ser para ti...*



# Agradecimientos

A una semana de iniciar una nueva etapa laboral en mi vida, escribir estos agradecimientos resulta ciertamente importante para mí.

Inicialmente, me gustaría mostrar mi agradecimiento a las empresas Mapei S.p.A. y Ruredil S.p.A. por haber facilitado desinteresadamente parte del material necesario para realizar esta investigación.

Seguramente este trabajo no hubiese sido posible sin el apoyo de mis compañeros del departamento de Resistencia de Materiales y Estructuras en la Ingeniería y del grupo de investigación LITEM. Francesc, Jordi, Cata, Roger, Sònia, Vicenç y Marco, gracias por todo.

A mi familia, a mis padres y sobretodo a Cristina. Os debo gran parte de lo que soy y de este trabajo. Gracias por haberlo hecho posible.

Por último, no quisiera finalizar los agradecimientos sin citar a dos de mis mejores amigos. Lluís y Ernest, el padre investigador y el hermano investigador. Nunca os olvidaré.

Christian Escrig Pérez

Barcelona, Marzo del 2017



# Contenidos

<b>Capítulo 1. Introducción y objetivos .....</b>	<b>1</b>
1.1. Introducción .....	1
1.2. Objetivos .....	2
1.2.1. Objetivos parciales.....	2
1.2.2. Ámbito de estudio y limitaciones .....	3
1.3. Metodología .....	4
1.4. Descripción de los contenidos.....	4
<b>Capítulo 2. Estado del conocimiento .....</b>	<b>9</b>
2.1. Introducción .....	9
2.2. Breve contextualización histórica .....	10
2.3. Necesidad de reforzar.....	11
2.4. Soluciones tradicionales en vigas de hormigón .....	12
2.4.1. Refuerzo mediante encamisado de HA o incremento de la armadura .....	13
2.4.2. Refuerzo con perfiles o placas de acero.....	15
2.4.3. Refuerzo con tirantes de acero postesados.....	16
2.5. Refuerzo con materiales compuestos de matriz orgánica ( <i>FRP</i> ) .....	17
2.5.1. Inconvenientes de los refuerzos de matriz orgánica .....	23
2.6. <i>TRM (Textile-Reinforced Mortar)</i> .....	23
2.6.1. Refuerzo a flexión.....	29
2.6.2. Otros estudios realizados .....	33
2.6.3. Normativas vigentes .....	38
<b>Capítulo 3. Estudios de caracterización de materiales .....</b>	<b>39</b>
3.1. Introducción .....	39
3.2. Caracterización de hormigones.....	40
3.2.1. Descripción del hormigón y las probetas ensayadas.....	40
3.2.2. Ensayos realizados en el hormigón.....	40
3.2.3. Resultados de los ensayos en hormigón.....	41
3.3. Caracterización de barras corrugadas de acero .....	42
3.3.1. Descripción de las barras corrugadas de acero y las probetas ensayadas .....	42
3.3.2. Ensayos realizados en las barras corrugadas de acero .....	42
3.3.3. Resultados de los ensayos en barras corrugadas de acero .....	43
3.4. Caracterización de morteros.....	43
3.4.1. Descripción de los morteros y las probetas ensayadas .....	44
3.4.2. Ensayos realizados en los morteros .....	44
3.4.3. Resultados de los ensayos en morteros.....	45
3.5. Caracterización de tejidos .....	46
3.5.1. Descripción de los tejidos y las probetas ensayadas.....	47
3.5.2. Ensayos realizados en los tejidos.....	48
3.5.3. Resultados de los ensayos en tejidos .....	48
3.6. Caracterización del <i>TRM</i> .....	50
3.6.1. Descripción de las combinaciones de <i>TRM</i> y las probetas ensayadas .....	50
3.6.2. Ensayos realizados en el <i>TRM</i> .....	51
3.6.3. Resultados de los ensayos en tejidos .....	52
<b>Capítulo 4. Estudios previos en viguetas prefabricadas de hormigón reforzadas a flexión con <i>TRM</i> .....</b>	<b>55</b>
4.1. Introducción .....	55
4.2. Descripción de las viguetas y los refuerzos utilizados.....	55
4.3. Método experimental .....	57
4.4. Resultados y discusión .....	57

<b>Capítulo 5. Campaña experimental de vigas de HA reforzadas a flexión con TRM.....</b>	<b>63</b>
5.1. Introducción .....	63
5.2. Descripción de las vigas y los refuerzos utilizados.....	63
5.3. Método experimental .....	66
5.4. Resultados y discusión .....	68
5.4.1. Análisis de la capacidad a flexión.....	70
5.4.2. Análisis de la ductilidad.....	73
5.4.3. Análisis de la rigidez a flexión.....	75
5.4.4. Análisis de los procesos de fisuración .....	80
<b>Capítulo 6. Estudio analítico de vigas de HA reforzadas a flexión con TRM .....</b>	<b>85</b>
6.1. Introducción .....	85
6.2. Predicción de la capacidad a flexión de vigas reforzadas con TRM según los códigos existentes	86
6.2.1. Códigos estudiados .....	87
6.2.2. Particularidades del análisis .....	92
6.2.3. Resultados y comparación .....	94
6.3. Modelo analítico propuesto.....	97
6.3.1. Procedimiento .....	98
6.3.2. Resultados y discusión.....	101
<b>Capítulo 7. Conclusiones y futuras investigaciones .....</b>	<b>109</b>
7.1. Introducción .....	109
7.2. Conclusiones .....	109
7.2.1. Conclusiones sobre el estado del arte .....	109
7.2.2. Conclusiones sobre la caracterización de los materiales.....	111
7.2.3. Conclusiones sobre los estudios previos en viguetas prefabricadas reforzadas a flexión con TRM	113
7.2.4. Conclusiones sobre la campaña experimental de vigas de HA reforzadas a flexión con TRM	114
7.2.5. Conclusiones sobre el estudio analítico de vigas de HA reforzadas a flexión con TRM ....	115
7.3. Futuras investigaciones .....	116
<b>Referencias bibliográficas .....</b>	<b>119</b>
<b>Anexo A. Datos experimentales de los estudios de caracterización de materiales .....</b>	<b>125</b>
A.1. Introducción .....	125
A.2. Ensayos de caracterización de hormigones .....	125
A.2.1. Descripción de los hormigones.....	126
A.2.2. Preparación de las probetas de hormigón .....	126
A.2.3. Procedimientos de ensayo en probetas de hormigón .....	129
A.2.4. Resultados experimentales de los ensayos en hormigón.....	133
A.3. Ensayos de caracterización de barras corrugadas de acero .....	135
A.3.1. Descripción de las barras corrugadas.....	135
A.3.2. Preparación de las probetas de acero .....	136
A.3.3. Procedimiento de ensayo para la determinación la curva tensión-deformación en probetas de acero	136
A.3.4. Resultados experimentales de los ensayos en barras corrugadas.....	138
A.4. Ensayos de caracterización de morteros.....	141
A.4.1. Descripción de los morteros.....	141
A.4.2. Preparación de las probetas de mortero .....	146
A.4.3. Procedimientos de ensayo en probetas de mortero .....	146
A.4.4. Resultados experimentales de los ensayos en morteros.....	151
A.5. Ensayos de caracterización de los tejidos .....	159
A.5.1. Descripción de los tejidos .....	160
A.5.2. Preparación de las probetas de tejido.....	167

A.5.3. Procedimiento de ensayo para la determinación la curva tensión-deformación en probetas de tejido	169
A.5.4. Resultados experimentales de los ensayos en tejidos	171
A.6. Ensayos de caracterización del <i>TRM</i>	180
A.6.1. Descripción de las combinaciones de <i>TRM</i>	181
A.6.2. Preparación de las probetas de <i>TRM</i>	181
A.6.3. Procedimiento de ensayo para la determinación la curva tensión-deformación en probetas de <i>TRM</i>	185
A.6.4. Resultados experimentales de los ensayos en tejidos	187
<b>Anexo B. Datos experimentales de los estudios previos de viguetas prefabricadas reforzadas a flexión con <i>TRM</i></b>	<b>199</b>
B.1. Introducción	199
B.2. Descripción de las viguetas	199
B.3. Refuerzo de las viguetas	200
B.3.1. Materiales utilizados	201
B.3.2. Aplicación del refuerzo	201
B.4. Método experimental	203
B.4.1. Configuración de ensayo	203
B.4.2. Sensores	204
B.4.3. Procedimiento de ensayo	206
B.5. Resultados	207
<b>Anexo C. Datos experimentales de los ensayos de vigas de HA reforzadas a flexión con <i>TRM</i></b>	<b>215</b>
C.1. Introducción	215
C.2. Diseño, fabricación, curado y transporte de las vigas	215
C.3. Refuerzo <i>TRM</i> a flexión	217
C.3.1. Materiales utilizados	217
C.3.2. Aplicación del refuerzo	218
C.4. Método experimental	221
C.4.1. Configuración de ensayo	222
C.4.2. Sensores	223
C.4.3. Procedimiento de ensayo	227
C.5. Resultados	229
C.5.1. M-CONTROL	232
C.5.2. M-A4R3-01	237
C.5.3. M-A4R3-02	242
C.5.4. M-BR3-01	247
C.5.5. M-BR3-02	251
C.5.6. M-CXM25-01	256
C.5.7. M-CXM25-02	261
C.5.8. M-PXM750-01	265
C.5.9. M-PXM750-02	270
C.5.10. M-VPHDM-01	275
C.5.11. M-VPHDM-02	279





# Capítulo 1. Introducción y objetivos

## 1.1. Introducción

A pesar de las buenas prestaciones que ofrece el hormigón a compresión y el acero a tracción, el hormigón armado posee una limitada durabilidad influenciada por el paso del tiempo y la afectación de diversas patologías relacionadas con el ambiente. La consecuencia de este hecho es una disminución progresiva de las prestaciones iniciales de los elementos estructurales ejecutados con este material. Además, la continua actualización de los códigos de diseño (en algunos casos limitando significativamente el comportamiento del material), así como la tendencia de reutilizar y cambiar los usos de infraestructuras y edificios existentes, provocan que el escenario actual presente un significativo volumen de estructuras de hormigón armado que necesitan ser reforzadas para poder continuar estando en servicio.

Existen varias técnicas de refuerzo, tales como (a) el encamisado de hormigón armado, (b) el incremento de la armadura, (c) el ensamblaje de perfiles o placas metálicas, (d) el postesado con tendones de acero y (e) la adherencia de materiales compuestos con resinas orgánicas (*fibre-reinforced polymer – FRP*), que ofrecen resultados adecuados respecto al incremento de la capacidad portante de las estructuras. Estas soluciones presentan serios inconvenientes relacionados con el tiempo de ejecución, en el cuál la estructura resta fuera de servicio, el incremento de las dimensiones y el peso propio, la dificultad de instalación o el uso de materiales con riesgo para la salud de las personas. Con el objetivo de minimizar estos inconvenientes, apareció el *textile-reinforced mortar (TRM)*, un refuerzo consistente en fibras agrupadas en mechones y distribuidas en forma de malla, consolidadas y adheridas al sustrato de las estructuras mediante mortero.

A pesar de que el *TRM* presenta unas prometedoras prestaciones, debido a su compatibilidad mecánica y química con los sustratos de hormigón, su reciente desarrollo y el hecho de que no existan regulaciones contrastadas sobre su cálculo y diseño, hacen que la aplicabilidad de este refuerzo sea muy limitada.

Analizando la información recopilada relacionada con las investigaciones realizadas por otros autores, es importante apuntar que el número de estudios experimentales sobre la materia es significativamente

escaso, sobre todo si se compara con la cantidad y variedad de productos existentes en el mercado. En este sentido, se prevé necesario realizar un análisis comparativo de las prestaciones ofrecidas por diferentes tipos de *TRM* como refuerzo a flexión de estructuras de hormigón armado. La presente investigación está orientada a incrementar la base de datos experimental existente sobre la materia con el objetivo de establecer unos modelos analíticos fiables que permitan predecir el comportamiento del *TRM* aplicado en vigas de HA.

De forma complementaria, se ha identificado que no existe una metodología concreta para la caracterización de las propiedades mecánicas del *TRM* como material compuesto. Este hecho dificulta el desarrollo de procedimientos de cálculo basados en las propias características del material compuesto de matriz cementítica. En este sentido, el presente trabajo propone una campaña de ensayos en probetas de diferentes tipos de *TRM* con el objetivo de identificar problemáticas en las metodologías propuestas por algunos autores.

## 1.2. Objetivos

El principal objetivo del presente estudio es realizar un estudio comparativo sobre la capacidad de diversos tipos de *TRM* actuando como refuerzo a flexión en vigas de hormigón armado de características actuales<sup>1</sup>.

Para lograr este propósito, se han definido unos objetivos parciales que servirán de guía en todo el proceso de elaboración y realización de la investigación.

### 1.2.1. Objetivos parciales

Los objetivos parciales del presente trabajo se identifican a continuación:

- Recopilación de información acerca de:
  - Las tecnologías de refuerzo existentes previas a la aparición del *TRM*. Análisis de las ventajas e inconvenientes asociadas.
  - El análisis global del *TRM*: composición, materiales, comportamiento mecánico y prestaciones.
  - La respuesta estructural de vigas de hormigón reforzadas a flexión con *TRM*. Estudio de los modelos analíticos propuestos por diferentes autores en investigaciones similares y análisis de los modelos incluidos en las normativas.
- Caracterización de los diferentes materiales involucrados en las campañas experimentales (hormigones, acero, morteros, tejidos y *TRM*). Obtención de las propiedades mecánicas según

---

<sup>1</sup> Resistencias a compresión del hormigón comprendidas entre los 30 y los 50MPa.

métodos estandarizados y/o propuestos por diferentes autores. Comparación de los resultados con los proporcionados por los fabricantes y con los recopilados en investigaciones similares.

- Familiarización con la técnica de aplicación del refuerzo mediante el desarrollo de una campaña experimental exploratoria en viguetas prefabricadas reforzadas a flexión con diferentes tipos de *TRM*. Obtención de resultados que permitan decidir las combinaciones de tejidos y morteros más adecuadas a utilizar en las campañas experimentales principales. Comparativa de la respuesta estructural y los modos de fallo desarrollados en cada caso.
- Referente a la campaña experimental principal sobre el refuerzo a flexión con diferentes tipos de *TRM* de vigas de hormigón armado de escala real, realización del análisis comparativo de los siguientes aspectos:
  - Capacidad a flexión.
  - Ductilidad.
  - Rigidez a flexión.
  - Procesos de fisuración.
- Comparativa de los resultados experimentales con las predicciones obtenidas utilizando los modelos incluidos en las normativas vigentes.
- Desarrollo de modelos analíticos de acuerdo a los resultados experimentales obtenidos y datos proporcionados por otros autores en investigaciones similares.

### 1.2.2. Ámbito de estudio y limitaciones

El presente estudio supone un amplio análisis comparativo de la respuesta estructural que ofrecen varios tipos de *TRM* como refuerzo de vigas de hormigón armado. A pesar de ello, el estudio presenta algunas limitaciones que deben ser mencionadas.

En primer lugar, es importante destacar que la investigación se restringe a la aplicación de refuerzos *TRM* con una sola capa de tejido. Por otro lado, en todos los casos la aplicación de la carga se ha realizado de forma estática, no contemplando cargas dinámicas en el estudio.

Referente a los modelos analíticos, solo se ha tenido en cuenta aquellos desarrollos de formulación que no contemplaran el fallo de los especímenes por despegue del *TRM*. En este sentido, el autor ha contemplado en la investigación llevada a término diferentes técnicas (tratamientos del sustrato y disposición de anclajes) que evitaran este tipo de colapso.

Por último, el alcance del presente trabajo no contempla el desarrollo de modelos numéricos. En este sentido, el enfoque de la investigación está centrado en el estudio de sistemas simplificados de dimensionamiento proporcionados por modelos analíticos.

### 1.3. Metodología

La metodología utilizada para la realización del presente trabajo ha consistido en los siguientes aspectos:

- Realización de una extensa revisión bibliográfica que permita establecer el estado del conocimiento sobre el refuerzo de estructuras de hormigón armado reforzadas con *TRM*. Esta búsqueda bibliográfica se ha realizado a lo largo de la realización del presente documento, mediante la consulta de artículos científicos, tesis doctorales y actas de congresos.
- Definición de los objetivos de la investigación, teniendo en cuenta el estado del conocimiento realizado. De acuerdo a los recursos disponibles, establecimiento de las actividades a realizar con el propósito de alcanzar los objetivos definidos:
  - Búsqueda y adquisición de los materiales de refuerzo. Adquisición de las viguetas prefabricadas.
  - Diseño y control de fabricación de las vigas a escala real.
  - Recopilación y adquisición de los sensores necesarios.
- Planificación de la campaña de caracterización de materiales. Elaboración/obtención de las probetas, diseño y preparación de los ensayos e instrumentación de los especímenes. Realización de los ensayos.
- Diseño y ejecución de la campaña experimental de refuerzo de estructuras de hormigón con *TRM*. Las tareas realizadas se describen a continuación:
  - Preparación de los materiales y aplicación de los refuerzos.
  - Diseño y preparación de los ensayos.
  - Instrumentación de los especímenes y ejecución de los ensayos.
  - Adquisición y tratamiento de datos.
- Estudio de los modelos analíticos incluidos en las normativas de cálculo del *FRP* y el *TRM*. Evaluación de las capacidades de predicción y comparativa con los resultados experimentales obtenidos.
- Recopilación de datos de estudios experimentales similares a los llevados a término. Desarrollo de propuestas analíticas para el cálculo de la capacidad última a flexión en vigas reforzadas con *TRM*.
- Análisis y comparativa de los resultados, y posterior desarrollo de las conclusiones.
- Descripción de futuras líneas de investigación.

### 1.4. Descripción de los contenidos

El presente está organizado en siete capítulos y tres anexos. Los contenidos de cada sección se detallan a continuación.

*Capítulo 1. Introducción y objetivos*

El primer capítulo establece las bases fundamentales del presente documento. Se incluye una introducción general que justifica la temática de la investigación, teniendo en cuenta la información recopilada en el estado del arte. A continuación, se detalla el principal objetivo del estudio y se definen los objetivos parciales que sirven como guía de progreso del trabajo. Por último, se describe el proceso metodológico realizado y se presenta una descripción de los contenidos del documento.

### *Capítulo 2. Estado del conocimiento*

El segundo capítulo recopila un resumen de los estudios más relevantes acerca del comportamiento estructural de vigas de hormigón armado reforzadas a flexión. El objetivo de este capítulo es contextualizar al lector del estado general del conocimiento acerca del refuerzo estructural de elementos de hormigón armado y, en particular, de la tecnología de refuerzo *TRM*.

Unas breves reseñas sobre la historia del hormigón armado, el comportamiento de este material a lo largo del tiempo y la coyuntura económica global de principios del siglo XXI, transporta el argumento hacia las necesidades de reforzar este tipo de estructuras y los métodos de refuerzo tradicionales. A continuación se introduce la tecnología de refuerzo *FRP*, cuyas características mecánicas suponen un avance significativo en la materia, pero los problemas asociados con el uso de resinas limitan la viabilidad de la técnica.

El tercer bloque del capítulo está dedicado exclusivamente al *TRM*. Se realiza un análisis exhaustivo de su comportamiento mecánico y de la respuesta estructural presentada por vigas de hormigón armado reforzadas a flexión con este material. Además, se incluye otros estudios que tratan el *TRM* como técnica de confinamiento de pilares o refuerzo de estructuras de obra de fábrica. Por último, se describen investigaciones realizadas sobre la adherencia y durabilidad de este material. En cada caso, se muestra de forma paralela las evidencias empíricas con los tratamientos analíticos llevados a término.

El último bloque describe brevemente algunas de las normativas vigentes que detallan modelos de cálculo de refuerzos adheridos externamente, tanto para el caso del *FRP* como del *TRM*.

### *Capítulo 3. Estudios de caracterización de materiales*

El tercer capítulo incluye información sobre las diferentes campañas de caracterización de materiales realizadas. Este capítulo está dividido en cinco secciones generales, una para cada tipo de material ensayado: hormigón, acero, mortero, tejidos y *TRM*. Cada una de las secciones incluye una breve descripción de los materiales, los métodos de elaboración de las probetas y los procedimientos de ensayo. Además, se muestra un compendio de los datos experimentales más relevantes, así como una comparación entre los resultados obtenidos y un análisis crítico de los datos experimentales en relación a los proporcionados por los fabricantes o los resultados empíricos obtenidos por otros autores en investigaciones similares.

Este capítulo no incluye todos los datos experimentales obtenidos. Estos se muestran de forma detallada en el Anexo A.

#### *Capítulo 4. Estudios previos en viguetas prefabricadas de hormigón reforzadas a flexión con TRM*

El cuarto capítulo consiste en la descripción de una campaña experimental preliminar basada en el ensayo de viguetas prefabricadas de hormigón reforzadas a flexión con diversos tipos de *TRM*. En este capítulo se hace hincapié en la respuesta estructural de las viguetas y en la viabilidad de utilizar los diferentes tipos de *TRM* aplicados en las campañas experimentales principales del presente trabajo.

En este capítulo no incluye todos los datos experimentales obtenidos. Estos se muestran de forma detallada en el Anexo B.

#### *Capítulo 5. Campaña experimental de vigas de HA reforzadas a flexión con TRM*

En el quinto capítulo se describe la primera campaña experimental principal del presente trabajo. En él se describen los ensayos realizados en vigas de hormigón armado reforzadas a flexión con cinco tipos diferentes de *TRM*. Referente a los resultados obtenidos, el estudio se focaliza en el análisis y la comparación de las respuestas estructurales, de la ductilidad, de la rigidez a flexión y de los procesos de fisuración desarrollados.

Este capítulo no incluye todos los datos experimentales obtenidos. Estos se muestran de forma detallada en el Anexo C.

#### *Capítulo 6. Estudio analítico de vigas de HA reforzadas a flexión con TRM*

El capítulo sexto trata del estudio analítico de vigas de hormigón armado reforzadas a flexión con *TRM*, realizado a partir de los resultados experimentales obtenidos en el capítulo quinto. El desarrollo del mismo consta de dos partes diferenciadas. La primera trata sobre la fiabilidad en la predicción que ofrecen los modelos de cálculo de la capacidad a flexión incluidos en diferentes normativas. En la segunda parte se realiza una propuesta de cálculo analítica de la capacidad última a flexión de vigas reforzadas con *TRM*, utilizando los datos experimentales obtenidos y los recopilados de investigaciones similares.

#### *Capítulo 7. Conclusiones y futuras investigaciones*

En el último capítulo se presentan las conclusiones del presente trabajo, en las que se incluyen las conclusiones de cada uno de los capítulos descritos anteriormente. Además se proponen diversas líneas futuras de investigación de acuerdo a las limitaciones observadas en la presente investigación.

#### *Anexo A. Datos experimentales de los estudios de caracterización de materiales*

El primer anexo incluye toda la información referente a las diferentes campañas de caracterización realizadas en los materiales utilizados (hormigones, acero, morteros, tejidos y *TRM*). En él se muestra la

descripción de los diferentes elementos resistentes, los métodos de elaboración/obtención/preparación de los especímenes, la descripción de los ensayos llevados a cabo y el resumen de los resultados obtenidos.

*Anexo B. Datos experimentales de los estudios previos de viguetas prefabricadas reforzadas a flexión con TRM*

El segundo anexo consiste en la descripción detallada de la campaña experimental de los estudios previos realizados con viguetas prefabricadas. En este anexo se presentan las propiedades de las viguetas, se realiza una descripción de los materiales de refuerzo utilizados y del procedimiento de aplicación del *TRM*, se detalla la configuración de ensayo, incluyendo una descripción exhaustiva de los sensores empleados, y se resumen los resultados experimentales obtenidos.

*Anexo C. Datos experimentales de los ensayos de vigas de HA reforzadas a flexión con TRM*

El tercer anexo trata específicamente sobre la campaña experimental referente al comportamiento estructural de vigas de hormigón armado reforzadas a flexión utilizando diferentes tipos de *TRM*. Inicialmente, se realiza una descripción del diseño y la construcción de las vigas. A continuación, se define la metodología de aplicación del *TRM* ejecutada. Posteriormente, se puede encontrar detallada la metodología experimental, en la que se incluye la configuración del ensayo, la instrumentación de los especímenes y los procedimientos experimentales llevados a término. Por último, se muestran, individualizados para cada espécimen, los datos experimentales obtenidos de los ensayos realizados.





## Capítulo 2. Estado del conocimiento

### 2.1. Introducción

De forma general, el presente capítulo presenta una revisión de la información disponible respecto al comportamiento estructural de elementos resistentes de hormigón armado reforzados a flexión mediante materiales compuestos de matriz cementítica. Esta búsqueda representa la base de definición de los objetivos de este trabajo de investigación, así como los fundamentos para el desarrollo de las campañas experimentales y el estudio analítico correspondiente.

En una primera parte de este capítulo, se incluye una contextualización histórica en la que se relaciona brevemente el desarrollo y la importancia del hormigón armado a lo largo del siglo XX con el volumen actual de construcciones existentes ejecutadas y el deterioro que sufren estas debido al comportamiento de este material a lo largo del tiempo.

Conectado con este desarrollo, se introduce la coyuntura económica de principios del siglo XXI como la motivación para el aprovechamiento y reutilización de infraestructuras y construcciones existentes, dando como consecuencia natural la necesidad de reforzar aquellas estructuras de hormigón armado que requieran de un incremento de su capacidad portante.

Posteriormente se realiza una descripción de los procesos y sistemas tradicionales de refuerzo a flexión de estructuras de HA antes de la irrupción en el ámbito de la construcción de los materiales compuestos.

De forma natural, el texto sigue con un estudio de sobre las características y propiedades mecánicas de los primeros materiales composites en aplicarse como refuerzo estructural adherido externamente, *i.e.* *Fiber-Reinforced Polymer (FRP)*. En esta parte se describen las investigaciones más relevantes relacionadas con la aplicación del *FRP* como refuerzo a flexión, así como un resumen de los inconvenientes que tienen estos materiales debido al uso de resinas como elemento constituyente y adherente al sustrato de las estructuras de hormigón armado.

Precisamente estos inconvenientes hicieron evolucionar este tipo de materiales compuestos hacia el uso de matrices inorgánicas compatibles con los elementos estructurales a reforzar, *i.e.* *Textile-Reinforced*

*Mortar (TRM)*. En el presente capítulo se desarrolla una amplia investigación bibliográfica respecto los estudios llevados a término hasta la fecha relacionados con este tipo de material y su aplicación como refuerzo a flexión en vigas de hormigón. Paralelamente, se incluye una revisión de las investigaciones realizadas con el *TRM* en otro tipo de aplicaciones, *e.g.* caracterización y durabilidad del material, comportamiento adherente del refuerzo, confinamiento de pilares y refuerzo de estructuras de mampostería.

Por último, al final del capítulo, se desarrollan algunos comentarios en forma de breves conclusiones acerca del estado del conocimiento de la materia.

## 2.2. Breve contextualización histórica

A pesar que existen muestras de que antiguas civilizaciones (Persia, Mesopotamia, Roma, etc.) ya utilizaban primitivos hormigones para realizar construcciones<sup>2</sup> [1], se considera el padre del hormigón moderno a François Coignet, cuando en 1861 plasma el ideal de construir monolíticamente mediante bloques de conglomerado de hormigón unidos entre sí [2].

Unos años antes, el hormigón armado (HA) ya había empezado a ser utilizado en otras aplicaciones fuera del ámbito de la construcción. En 1848, Joseph-Louis Lambot construyó una embarcación de hormigón con una malla de alambres de hierro dispuestos en su interior, cuya presentación al público fue en la Exposición Universal de París en 1855.

Sin embargo, la primera patente de un objeto realizado con hormigón armado la desarrolló el jardinero parisino Joseph Monier en 1867 con la construcción de recipientes para jardinería. A partir de esa patente, Monier desarrolló su uso en vigas y otras estructuras relacionadas con el ámbito del ferrocarril [3].

Posteriormente, François Hennebique contribuyó al uso y difusión del HA con su sistema patentado de construcción [4]. En las regiones de Francia y Bélgica, durante los años que comprenden la transición entre los siglos XIX y XX, Hennebique diseñó y ejecutó numerosos puentes y edificios. Además, en este periodo de tiempo, promovió el uso de este material en el sector de la construcción y realizó los primeros códigos de dimensionamiento estructural.

A pesar de la difusión de Hennebique, hasta después de la Primera Guerra Mundial, el hormigón armado no fue tomado como material competidor directo del acero en el ámbito de la construcción y el diseño estructural. Hasta esa fecha, el uso del HA en la construcción se había restringido a los equipamientos industriales (fábricas, depósitos, silos, canales, etc.).

El auge del hormigón armado como material de uso en la construcción llegó con los tratados de Le Corbusier, que lo percibe como un material idóneo para las creaciones y diseños arquitectónicos. En ese

---

<sup>2</sup> Tal y como se puede observar de las etimologías de las palabras *betón*, *calcestruzzo* o *concrete*.

sentido, Le Corbusier concibe los elementos de HA aptos para ser fabricados industrializadamente de manera que la construcción de edificios residenciales pudiera convertirse en la producción de “máquinas de vivir” [5].

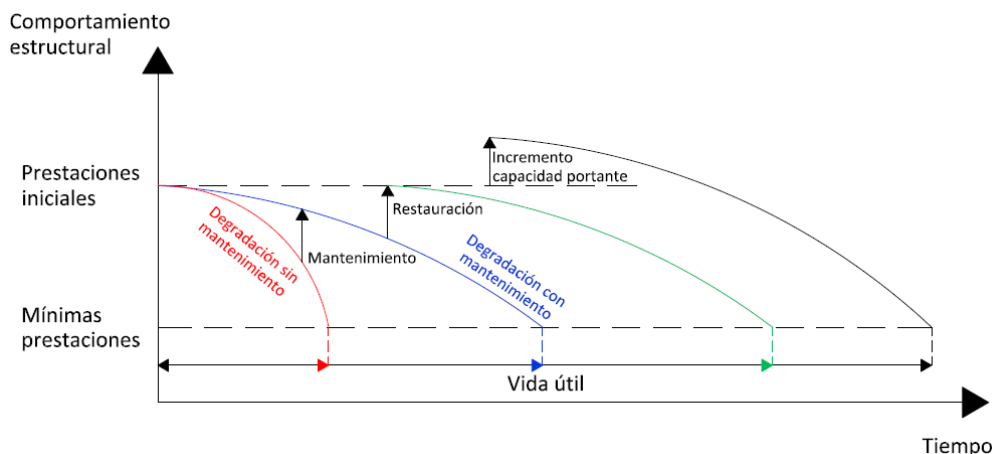
Pero no es hasta después de la Segunda Guerra Mundial cuando el uso del hormigón armado se extiende en todos los ámbitos de la construcción de manera generalizada. La necesidad de reconstruir una Europa arrasada por la guerra, juntamente con el aumento significativo y creciente de la población, y las mejoras tecnológicas en la fabricación del hormigón y las armaduras, hicieron del HA el material de construcción más utilizado hasta la fecha.

Así pues, después de más de 60 años de construcción con hormigón armado, el volumen actual de infraestructuras y edificios existentes a lo largo del planeta es, como mínimo, significativo. Todos ellos se han ido (y se están) degradando gradualmente debido a diferentes motivos, dejando entrever que, si se desea su continuación en servicio, estas construcciones deben ser mantenidas, reparadas y/o reforzadas.

### 2.3. Necesidad de reforzar

Las estructuras de hormigón armado se ven afectadas por el paso del tiempo. Sus prestaciones se ven mermadas por motivos físicos, químicos y mecánicos. Efectos como la fatiga, la fisuración del hormigón (con la consecuente alta probabilidad de ataque químico), la corrosión de las armaduras, los asentamientos o los impactos provocan una degradación en este tipo de estructuras y hacen disminuir su capacidad resistente. En este sentido, la vida útil de los elementos de HA viene definida por el tiempo que tardan las prestaciones mecánicas de estos elementos en llegar a un mínimo.

El refuerzo de una estructura existente de hormigón armado puede ser concebido desde diferentes puntos de vista. Según Rostam *et al.* [6], la durabilidad de un elemento de hormigón armado es un parámetro función del diseño, los materiales, la ejecución y el curado. En la actualidad, todos los códigos obligan a realizar un diseño de las estructuras de HA teniendo en cuenta la durabilidad de los materiales y un plan de mantenimiento de los elementos resistentes durante su vida útil. Una problemática habitual reside en que existen edificios e infraestructuras ejecutados antes de la aparición de estos criterios de diseño en los códigos, incluso antes de los códigos mismos. En este caso, si no existe un plan específico de mantenimiento, la degradación de sus estructuras de hormigón armado se ve acelerada, acortando así su vida útil. En estos casos, se puede reforzar las estructuras existentes de acuerdo con un plan de mantenimiento específico que consiga que la pérdida de capacidad portante sea atenuada (Figura 2.1).



**Figura 2.1** Diagrama del comportamiento estructural de los elementos de hormigón armado y las posibles intervenciones de refuerzo.

La crisis financiera y económica global ha agitado profundamente el sector de la construcción, provocando una brusca desaceleración en las ejecuciones de nuevas infraestructuras y edificios residenciales. En cambio, la tendencia actual muestra un aumento significativo en la rehabilitación de construcciones ya ejecutadas con el objetivo de alargar su vida útil. Así pues, otra posible necesidad de refuerzo reside en la reparación parcial o restauración total de estructuras existentes de hormigón armado. En el primer caso, se lleva a cabo una solución para los daños que haya podido sufrir la estructura a lo largo del tiempo. En el segundo se prevé la completa restauración de la estructura asegurando la misma capacidad portante que la que tenía en su puesta en servicio.

Finalmente, y siguiendo en la misma línea de aprovechamiento de construcciones ya ejecutadas, se puede dar la necesidad de incrementar la capacidad portante de los elementos estructurales existentes a causa de actualizaciones del código de diseño o cambios en el uso previsto de la propia estructura. En este caso, la capacidad resistente del elemento estructural puede verse incrementada respecto las prestaciones iniciales para el cual fue diseñado.

## 2.4. Soluciones tradicionales en vigas de hormigón

Las estrategias para reforzar un conjunto estructural se pueden dividir en tres grupos de actuaciones: (1) la inserción de un nuevo sistema estructural, (2) el refuerzo del sistema estructural existente con el incremento de sección transversal y/o la adición de nuevos materiales de refuerzo, y (3) las soluciones e intervenciones específicas para patologías concretas.

El caso (1) supone una actuación lenta y agresiva para el conjunto del edificio con una nula incidencia sobre la capacidad resistente de la estructura existente. En cuanto a la actuación (3), esta consiste específicamente en un saneamiento de las partes dañadas de la estructura. En este caso sí que se puede hablar de un aumento de la capacidad portante de la estructura deteriorada, pero en ningún caso superando la resistencia que tenía el elemento en su puesta en servicio. En cambio, el incremento de

sección transversal o la adición de nuevos materiales reforzantes sí que permiten aumentar la capacidad de carga por la cual había sido diseñada la estructura inicialmente.

Existen diferentes técnicas tradicionales para reforzar e incrementar la resistencia a flexión de vigas de hormigón armado. Estas se pueden resumir en los siguientes casos:

- Refuerzo mediante encamisado de HA o incremento de la armadura
- Refuerzo con perfiles o placas de acero
- Refuerzo con tirantes de acero postesados

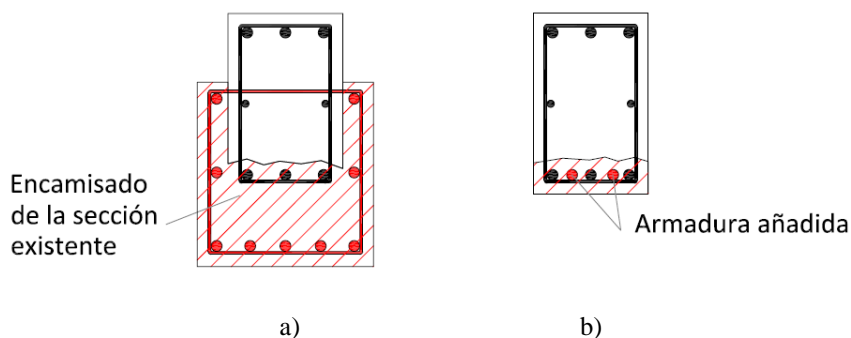
Todas estas técnicas, ordenadas de más antigua a más novedosa y cuya aplicación tiene vigencia en la actualidad, presentan diversas propiedades y diferentes ventajas e inconvenientes que se desarrollan a continuación.

#### **2.4.1. Refuerzo mediante encamisado de HA o incremento de la armadura**

Incrementar la resistencia de un elemento estructural de HA, aumentando su sección o incrementando la cuantía de acero de refuerzo, es la técnica más antigua de todas las presentadas anteriormente. Ambas técnicas no tienen un elevado coste, desde el punto de vista de los materiales empleados, y no requieren de operarios con una formación especializada.

Por el contrario, este tipo de refuerzos resultan procesos lentos y laboriosos que alteran el funcionamiento del conjunto estructural debido a que dejan el elemento a reforzar fuera de servicio hasta pasados 28 días después del hormigonado de la sección incrementada. Además, en los casos donde se amplíe la sección, aparecen otros inconvenientes, tales como el incremento del peso propio de la estructura, el impacto estético del refuerzo o posibles problemas de ocupación debido al incremento de las dimensiones del elemento estructural reforzado.

La estrategia más habitual es realizar un encamisado parcial de la viga (*partial jacketing*), incrementando la sección existente y disponiendo una nueva configuración de armado (Figura 2.2a). También existe también la posibilidad de incrementar la armadura en las zonas de tracción de la viga existente sin aumentar la sección de la misma (Figura 2.2b). Esta técnica es menos utilizada debido a la dificultad de su aplicación, aunque resulta adecuada en aquellas vigas en que se requiera un refuerzo a flexión negativa.



**Figura 2.2** Refuerzo del elemento estructural existente mediante el encamisado parcial de la viga (a) o la adición directa de armado sin modificar la geometría de la sección (b).

El refuerzo a flexión por encamisado de la sección existente es una técnica que, siempre y cuando se ejecute correctamente, resulta eficaz en términos de aumento de resistencia, rigidez y ductilidad. Para lograr estos objetivos es necesario garantizar que la conexión entre el elemento existente y la parte suplementada sea capaz de transmitir los esfuerzos rasantes.

Los mecanismos que permiten esta transmisión son la adhesión, la fricción en la interfase y el efecto pasador que ofrecen las barras de refuerzo o conectores instalados.

En el primer caso, se ha comprobado que es efectivo emplear sobre la superficie de la viga existente un adhesivo polimérico tipo *primer* antes de aplicar el nuevo hormigón de la sección encamisada. Este producto ayuda a la adherencia entre los dos sustratos y es capaz de transmitir parte del cortante longitudinal.

La transmisión del rasante por fricción en la interfase es un concepto introducido por el código ACI en el 1970. Posteriormente, Cheong y MacAlevey [7] estudiaron este fenómeno mediante la realización de una campaña experimental donde ensayaron 61 bloques de hormigón que le permitieron confirmar este mecanismo resistente. Además, también comprobaron que realizar una preparación de la superficie de la viga existente, utilizando técnicas como el repicado o el chorreo por arena, aumenta la capacidad de transmisión de esfuerzos a través de la interfase. En este sentido, también resulta interesante el uso de hormigones sin retracción para asegurar el contacto entre los áridos de la viga existente y los del nuevo hormigón.

Finalmente, la implementación de barras de refuerzo o conectores es necesaria cuando el rasante de cálculo sea superior a la capacidad de transmisión de esfuerzos que ofrecen los mecanismos de adhesión y fricción. En esta línea, Altun [8] y El Malik *et al.* [9] realizaron sendos estudios sobre el uso de este tipo de conexiones en vigas encamisadas con HA, llegando a la conclusión que, tanto la utilización de barras de refuerzo, en el primer caso, como tornillos de expansión, en el segundo, son soluciones eficaces para el incremento de la resistencia a flexión de los elementos reforzados.

La fricción en la interfase es un mecanismo que resulta relevante en vigas de canto o vigas descolgadas, debido a que en estos casos se pueden aprovechar las superficies laterales para realizar el encamisado. En cambio, en vigas de poco canto, el uso de barras o conectores resultan imprescindibles para asegurar la transmisión del cortante longitudinal.

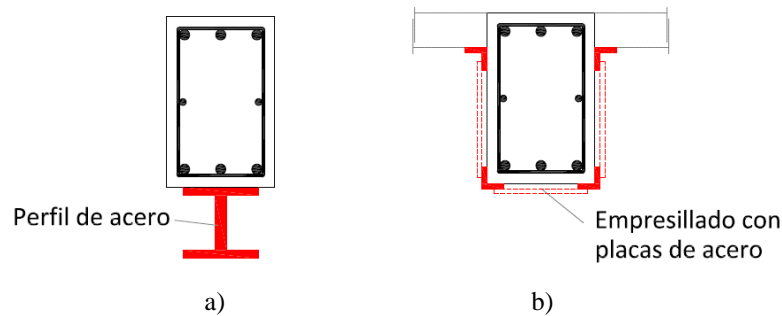
Así pues, se puede afirmar que si se consigue realizar una conexión adecuada entre la viga y refuerzo, puede considerarse que el producto resultante actúa como un único elemento estructural. Es habitual que en estos casos, el armado longitudinal existente no alcance toda su capacidad, pudiéndose no tener en cuenta para el cálculo de la nueva sección.

#### **2.4.2. Refuerzo con perfiles o placas de acero**

La principal característica del refuerzo de vigas de HA con perfiles o placas de acero es la inmediatez de la puesta en servicio de la estructura después del proceso de instalación del refuerzo. Además, es una técnica económicamente competitiva que no requiere de trabajadores especializados para llevarla a cabo, pero en la que sí es necesaria una instalación cuidadosa. A pesar de estas ventajas, es importante considerar la obligación de proteger el refuerzo frente a corrosión, en aquellos ambientes químicamente agresivos, y frente a los aumentos significativos de temperatura, en aquellas infraestructuras que requieran una cierta resistencia al fuego o que tengan riesgo moderado de incendio.

El refuerzo a flexión de vigas de HA con perfiles metálicos (Figura 2.3a) no es una técnica altamente eficaz para el incremento de la capacidad portante de la estructura existente. El motivo principal es que son necesarias grandes deformaciones para activar los mecanismos resistentes del propio refuerzo si éste no está conectado a la estructura original. Por esa razón, se recomienda no tener en cuenta para el cálculo la capacidad resistente de la viga de hormigón, dejando que el propio perfil de acero sea el responsable de resistir y distribuir las cargas al resto del conjunto estructural.

Por otro lado existe la estrategia del empresillado de la estructura de hormigón armado mediante pletinas de acero. Esta técnica ha demostrado tener una gran eficacia en el aumento de la capacidad resistente de pilares y soportes. En el ámbito del análisis del comportamiento a flexión de elementos de HA (Figura 2.3b), Hamad *et al.* [10] realizaron un estudio experimental del refuerzo de vigas tipo T empresilladas parcialmente con placas de acero, llegando a la conclusión que este tipo de técnica incrementaba entre 2,5 y 3,2 veces la capacidad portante de la estructura original.



**Figura 2.3** Refuerzo a flexión de vigas de HA con perfiles de acero (a) o con empesillado utilizando placas de acero (b).

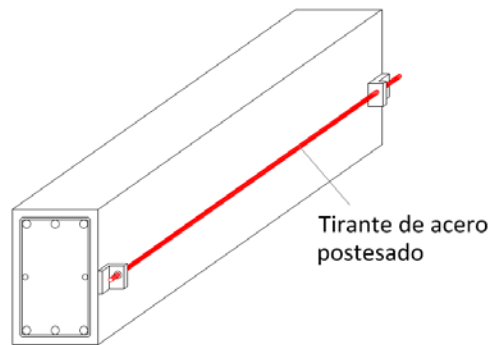
La eficacia de este tipo de técnicas mejora de manera significativa si se adhieren los refuerzos de acero al sustrato de hormigón mediante el uso de resinas epóxicas [11]. En este sentido, el aspecto clave en el diseño y cálculo de este tipo de refuerzo es el propio adhesivo. Si bien es cierto que el acero es un material idóneo para aumentar la resistencia a flexión de los elementos estructurales de HA, el aumento de la capacidad portante que este refuerzo proporcionará a la estructura vendrá limitado por la capacidad de transmisión de tensiones que tenga el adhesivo polimérico [12], los problemas relacionados con el deslizamiento de la propia resina, dado su comportamiento viscoelástico, y la pérdida de propiedades mecánicas de la misma cuando esté expuesta a altas temperaturas. En los últimos años, este tipo de técnica ha caído en desuso con la aparición de los polímeros reforzados con fibras (*FRP*), más competitivos respecto la relación resistencia/peso del refuerzo.

### 2.4.3. Refuerzo con tirantes de acero postesados

El refuerzo mediante la instalación de tirantes de acero postesados es la técnica más eficaz para restaurar e incrementar la capacidad portante de estructuras de hormigón armado altamente degradadas o dañadas. Consiste en introducir una compresión externa al elemento estructural aplicando una tracción a un tirante de acero fijado a los extremos de la viga (Figura 2.4).

Con esta metodología se infiere una compresión externa adicional a la viga, causando una disminución de las tensiones de las armaduras traccionadas, proporcionando de esta manera un aumento de la capacidad última a flexión del elemento reforzado.





**Figura 2.4** Refuerzo con tirante de acero postesado

A pesar de ser una técnica altamente eficaz, instalar tirantes de acero postesados es un proceso complejo que requiere de operarios con formación especializada. Además, antes de optar por este tipo de solución, es necesario realizar un completo análisis global de la estructura, teniendo en cuenta los esfuerzos horizontales adicionalmente aplicados. Según su configuración y diseño, existe la posibilidad de que el conjunto estructural existente no sea capaz de absorber y distribuir estos esfuerzos, cosa que imposibilitaría la utilización de este tipo de refuerzo.

## 2.5. Refuerzo con materiales compuestos de matriz orgánica (*FRP*)

La introducción de los materiales compuestos en la ingeniería civil supuso una revolución en las estrategias de refuerzo de estructuras de hormigón armado por su versatilidad y facilidad de aplicación. Su estudio empezó a realizarse después de la Segunda Guerra Mundial, pero su aplicación quedaba restringida a la industria militar y aeronáutica. No fue hasta finales de la década de 1980 cuando su utilización empezó a expandirse en el sector de la construcción y las infraestructuras [13].

Los materiales compuestos de matriz orgánica, o *Fiber-Reinforced Polymer (FRP)*, están formados por una matriz polimérica de altas prestaciones (habitualmente resinas epoxi) reforzadas con fibras continuas. La principal función de la matriz es mantener las fibras unidas y protegerlas de la abrasión y de las agresiones medioambientales.

En cambio, las fibras son las encargadas de proporcionar rigidez y capacidad de resistir cargas en el material compuesto. Estas se suelen distribuir a lo largo de la matriz de forma unidireccional o bidireccional, dotando al refuerzo de un carácter anisotrópico. En cuanto a los materiales, las fibras pueden ser de diversos tipos, aunque las más utilizadas históricamente son las de vidrio, carbono o aramida. Estudios recientes han probado con éxito el uso de refuerzos con alambres de acero en forma de cordones longitudinales continuos [14]. Estos tejidos de acero se clasifican en una subcategoría dentro de los refuerzos de *FRP* llamada *Steel-Reinforced Polymer (SRP)*. Posteriores estudios [15] han mostrado viabilidad de usar este tipo de tejidos con matrices inorgánicas, aunque su capacidad de adherencia al sustrato del elemento estructural existente está altamente relacionada con la densidad de fibras que presenta el refuerzo.

Las principales diferencias entre el *FRP* y las otras técnicas descritas anteriormente son el mencionado carácter anisotrópico que presenta este material compuesto, haciendo conveniente orientar las fibras del refuerzo paralelas a las tracciones a que esté sometido el elemento estructural, y su comportamiento lineal elástico hasta su rotura. Esta última característica es importante a tener en cuenta en caso de realizar un diseño plástico del elemento estructural.

Las propiedades mecánicas del *FRP* en cada una de las direcciones de orientación de las fibras pueden determinarse, conociendo las propiedades y las fracciones volumétricas de cada uno de los componentes, mediante la regla de las mezclas [16]:

$$E_f = E_{fib}V_{fib} + E_mV_m \quad 2.1$$

$$f_f \approx f_{fib}V_{fib} + f_mV_m \quad 2.2$$

Donde  $E_f$  y  $f_f$  son el módulo de Young y la resistencia a tracción del *FRP*;  $E_{fib}$  y  $f_{fib}$  son el módulo de Young y la resistencia a tracción de las fibras;  $E_m$  y  $f_m$  son el módulo de Young y la resistencia a tracción de la matriz; y  $V_{fib}$  y  $V_m$  son las fracciones volumétricas de las fibras y de la matriz, respectivamente. Cabe notar que la fracción volumétrica habitual de fibras ( $V_{fib}$ ) en sistemas *FRP* es del orden entre 0,50 y 0,65.

Por otro lado, el comportamiento mecánico del *FRP* presenta una menor rigidez que las fibras debido a la influencia de la matriz. En cambio, es importante destacar que, aunque la deformación última de la matriz sea superior, el *FRP* solo puede desarrollar la misma deformación última que las fibras debido a que estas son el elemento que proporciona el carácter resistente del material compuesto.

De la misma manera que en la técnica de refuerzo mediante placas de acero adheridas a la estructura, el proceso de instalación del refuerzo requiere que el sistema *FRP* sea adherido al sustrato mediante el uso de resinas tipo epoxi. Por consiguiente, se deduce que la capacidad de transferencia de tensiones cortantes entre la estructura existente y el *FRP* es un aspecto clave para determinar el incremento de capacidad portante que puede ofrecer el refuerzo. En este sentido, Chen y Teng [17] determinaron que la resistencia al despegue del *FRP* depende la resistencia del hormigón y de la longitud de anclaje del refuerzo, aunque en este último caso, hacen mención de la existencia de una longitud de anclaje eficaz a partir de la cual, el incremento de longitud del refuerzo no hace aumentar la resistencia a despegue del *FRP*

$$L_e = \sqrt{\frac{E_f t_f}{\sqrt{f'_c}}} \quad 2.3$$

Donde  $E_f$  y  $t_f$  son el módulo de Young y el espesor del *FRP*; y  $f'_c$  es la resistencia a compresión del hormigón.

Otro aspecto que garantiza una mayor adherencia entre el hormigón y el *FRP* es tratar previamente la superficie del elemento a reforzar antes de la aplicación de la resina [18]. Entre los procesos a realizar

destacan la abrasión de la superficie del hormigón mediante un chorreo de arena o agua, la posterior limpieza de esta superficie y la aplicación de un producto polimérico llamado *primer* que penetra en el hormigón y mejora la compatibilidad química entre el sustrato inorgánico y el adhesivo orgánico. Por último, se aplica el adhesivo sobre el *FRP* y sobre la superficie de hormigón tratada previamente, para finalizar con la fijación del refuerzo a la estructura existente.

En cuanto a las tipologías de *FRP*, existen cuatro tipos de refuerzos externos, siendo la principal diferencia entre ellos el proceso de aplicación y el curado de la matriz:

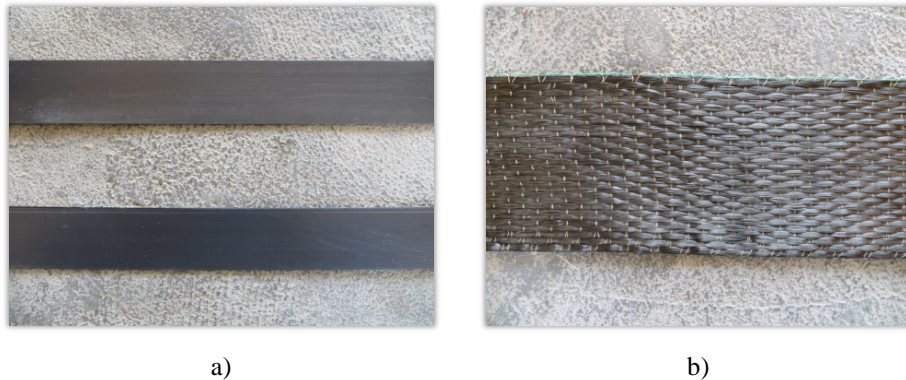
- Sistemas precurados
- Sistemas preimpregnados
- Sistemas de aplicación húmeda o curado *in situ*
- Sistemas encajados en el sustrato

En los productos precurados, la matriz se cura de forma industrializada y se suministra el *FRP* como producto finalizado en forma de láminas rígidas. En cambio, los sistemas preimpregnados son un producto flexible donde la matriz y las fibras vienen suministradas conjuntamente con el adhesivo. Estos se presentan en el sustrato a reforzar y se aplica calor al conjunto para adherir la resina al hormigón. Por otro lado, en los sistemas de aplicación húmeda, la matriz se adhiere a las fibras una vez estas se han situado en la zona a reforzar. En este caso, las fibras son suministradas en forma de tejido flexible y la matriz en forma líquida, consolidando el sistema *FRP* a la vez que se adhieren las fibras al sustrato de la estructura. Finalmente, los sistemas encajados en el sustrato, *Near-Surface Mounted (NSM)*, consisten en insertar redondos o placas rectangulares de *FRP* en ranuras realizadas previamente en la superficie del hormigón. Una vez fijados, se adhieren a la estructura existente con resinas poliméricas. En estudios realizados, De Lorenzis *et al.* [19] determinaron que la técnica del *NSM* aumenta la capacidad adherente del *FRP* debido al aumento de la superficie de contacto del sustrato, minimizando el riesgo de fallo de la estructura por despegue del refuerzo. A pesar de ello, las laboriosas actuaciones que se deben realizar en el elemento existente hacen que esta técnica sea económicamente menos competitiva que los demás sistemas de *FRP*.

De los cuatro sistemas existentes en el mercado, los productos más utilizados son los precurados (Figura 2.5a), para estructuras con superficies planas que requieren un aumento de su capacidad a flexión, y los de curado *in situ* (Figura 2.5b), para aquellos elementos donde se requiera una cierta adaptabilidad de aplicación, *e.g.* confinamiento de pilares y refuerzos a cortante con una configuración de encamisado parcial o total de la estructura. A pesar que las fibras y las resinas presentan un mayor coste relativo que las otras técnicas descritas con anterioridad, estos dos sistemas de *FRP* presentan numerosas ventajas respecto a los demás tipos de refuerzos [20]:

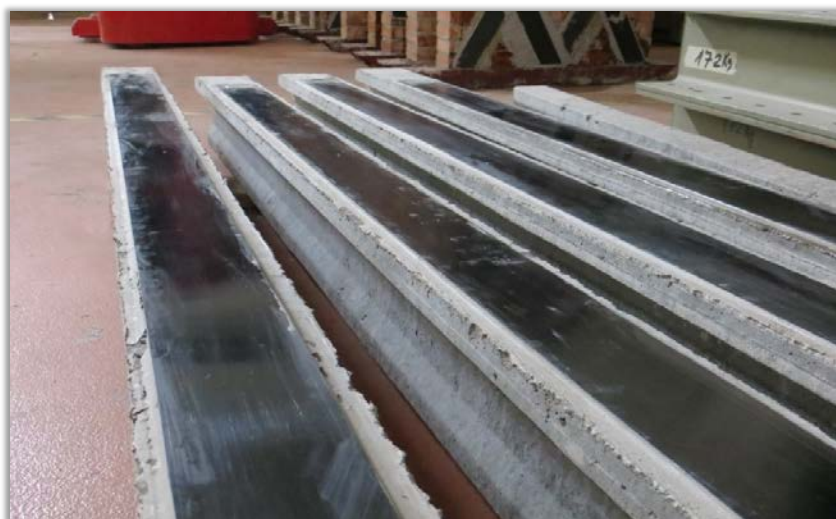
- Facilidad y rapidez de instalación

- Puesta en servicio inmediata después del curado de la resina adherente, aproximadamente 24 horas después de su instalación
- Mínimo cambio en geometría de la estructura existente.
- Mínimo impacto visual del refuerzo.
- Resistencia a impacto y a la corrosión.
- Alta adaptabilidad a diferentes morfologías estructurales. Posibilidad de aplicación en zonas de acceso limitado.



**Figura 2.5** Tipologías de *FRP*: (a) sistema precurado, (b) sistema de curado *in situ*.

El refuerzo a flexión de elementos estructurales hormigón armado con *FRP* se lleva a cabo, principalmente, mediante sistemas de laminados precurados adheridos al sustrato (Figura 2.6), aunque también es posible realizarlo con tejidos de aplicación húmeda. En ambos casos es necesario orientar las fibras paralelamente al eje longitudinal de la viga para aprovechar al máximo la capacidad mecánica que ofrece el refuerzo.

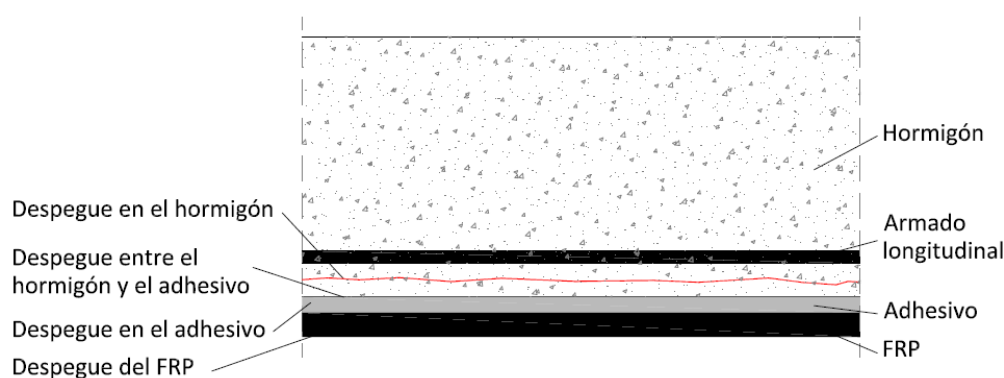


**Figura 2.6** Aplicación real de refuerzo a flexión de viguetas de hormigón mediante sistemas precurados de *FRP*.

Los primeros estudios experimentales y analíticos sobre esta técnica destacan la relación que tiene el modo de fallo con el tipo de procedimiento analítico a utilizar para determinar la resistencia última a

flexión de los elementos estructurales. En este sentido, Triantafillou y Plevris [21] diferencian entre dos tipos de mecanismos de rotura:

- La estructura original y el *FRP* ofrecen una interacción completa (hasta que el hormigón agota su capacidad resistente a compresión o el refuerzo rompe a tracción). Son aplicables las hipótesis clásicas de cálculo de secciones transversales (las secciones permanecen planas a pesar de la deformación de la estructura, compatibilidad de deformaciones y equilibrio tensional).
- Los mecanismos adherentes del refuerzo al sustrato no son suficientes para transmitir las tensiones, dando como resultado el despegue del *FRP* de la estructura existente en cualquiera de las interfases (Figura 2.7).



**Figura 2.7** Tipos de despegue entre el *FRP* y hormigón.

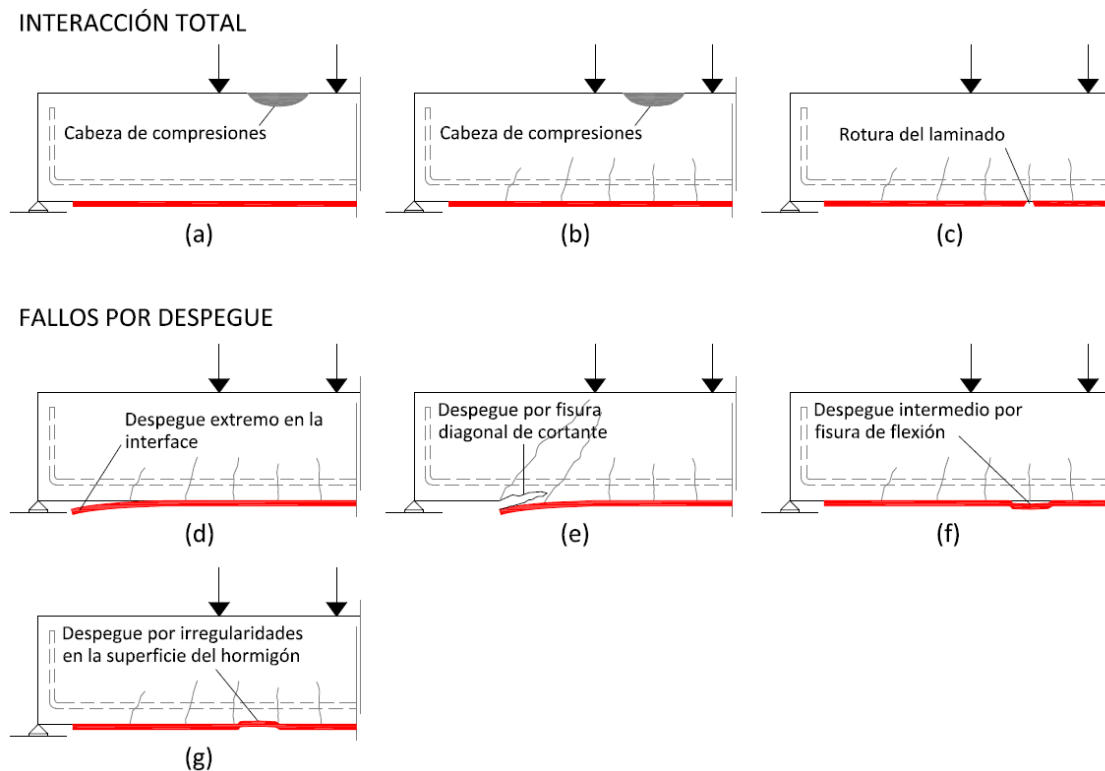
Posteriormente, GangaRao *et al.* y Buyukozturk *et al.* [22,23] hicieron más contribuciones a la definición y el estudio analítico de los diferentes modos de fallo debidos al despegue del refuerzo, aunque la mayoría de códigos europeos<sup>3</sup> adoptaron finalmente la descripción que realizaron Blaschko *et al.* sobre el fallo de los mecanismos adherentes del *FRP* en el caso de refuerzo a flexión [24] (Figura 2.8):

- Interacción completa
  - a) Aplastamiento de la cabeza de compresiones del hormigón
  - b) Fluencia del acero seguido del aplastamiento de la cabeza de compresiones del hormigón
  - c) Fluencia del acero seguido de la rotura del *FRP*
- Fallos por despegue
  - d) Desprendimiento del *FRP* en la zona de anclaje no fisurada
  - e) Desprendimiento del *FRP* causado por las fisuras a cortante
  - f) Desprendimiento del *FRP* causado por las fisuras a flexión
  - g) Desprendimiento del *FRP* causado por las irregularidades en la superficie del hormigón

De los descritos anteriormente, el modo de fallo más deseable es el (b) debido a que la sección es capaz de movilizar la capacidad resistente del armado a tracción y de la cabeza de compresiones del hormigón.

<sup>3</sup> Códigos para el cálculo y diseño de estructuras reforzadas externamente con *FRP*, *i.e.* fib-14 y CNR-DT 200/2004.

Por otro lado, hay mecanismos de rotura que pueden evitarse reforzando el elemento estructural a cortante (*e*), limitando la deformación última a tracción del *FRP* a un valor aproximado de 0,008 (*f*) o realizando un control de calidad del sustrato del hormigón antes de aplicar el refuerzo (*g*). Relativo al diseño estructural, en todos los modos de fallo se puede despreciar el deslizamiento en la interfase hormigón-*FRP* [25].



**Figura 2.8** Modos de fallo de estructuras reforzadas a flexión con *FRP*.

Pero la capacidad última de las secciones reforzadas con materiales compuestos no solo depende del tipo de fallo del elemento estructural. Otros estudios experimentales [26,27] demostraron que el aumento de resistencia y de rigidez de los elementos de HA reforzados a flexión con *FRP* también dependen de los siguientes factores:

- Cantidad de armadura de acero a tracción
- Rigidez del *FRP*
- Preparación de la superficie del hormigón
- Número de capas de refuerzo
- Uso de anclajes externos

En cuanto al análisis de la aplicación, Meier [28] analiza con profundidad diferentes elementos estructurales reforzados con esta tecnología en Suiza entre los años 1982 y 1995<sup>4</sup>. En este estudio se muestra la viabilidad de utilizar el *FRP* para aumentar la capacidad portante de todo tipo de

<sup>4</sup> En este periodo de tiempo no existían códigos de diseño de *FRP* y los estudios experimentales eran escasos.

infraestructuras y construcciones, desde puentes, presas y tuberías de alta presión, hasta monumentos históricos deteriorados o edificios dañados por acciones sísmicas. Además, propone una metodología automatizada para refuerzo de puentes mediante la aplicación de laminados de *FRP* pretesados.

### 2.5.1. Inconvenientes de los refuerzos de matriz orgánica

A pesar de que el uso del *FRP* supuso una revolución en el refuerzo de estructuras de hormigón armado, a lo largo del tiempo se han ido detectando diferentes inconvenientes, de entre los que se destacan los siguientes:

- Mal comportamiento de las resinas epoxi a temperaturas por encima de la temperatura de transición vítrea.
- Alto coste relativo de las resinas.
- Imposibilidad de aplicar el *FRP* en superficies húmedas o a bajas temperaturas.
- Ausencia de permeabilidad al vapor de agua.
- Incompatibilidad de los adhesivos y matrices orgánicas del refuerzo con los sustratos inorgánicos.
- Dificultad de la evaluación de los daños post-sísmicos de las estructuras de hormigón armado reforzadas con mantas de *FRP*.
- Riesgo para la salud de los instaladores del refuerzo debido a los productos tóxicos que contienen las resinas.

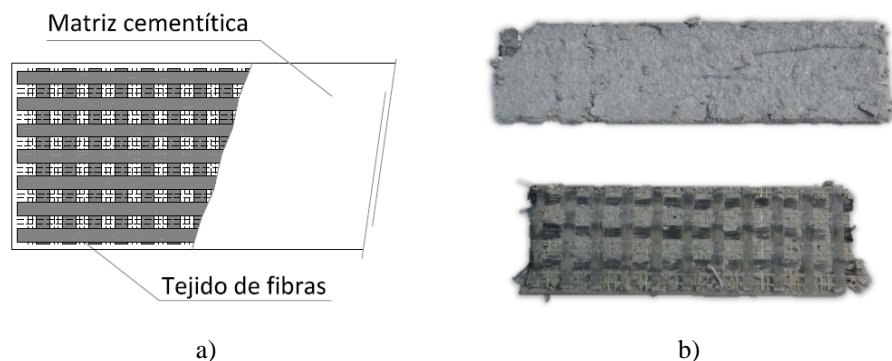
Gran parte de estos inconvenientes tienen su origen en el uso de resinas como impregnación de las fibras y como fijación del refuerzo al sustrato [29], hecho que muestra que no siempre es adecuado reforzar estructuras de hormigón armado con este tipo de refuerzo.

## 2.6. *TRM (Textile-Reinforced Mortar)*

La evolución planteada para minimizar los inconvenientes que presentaba el *FRP* fue cambiar la matriz orgánica por una de mortero con base cementítica. Debido a la granulometría del mortero, con este cambio no se obtuvieron buenos resultados en aspectos como la penetración e impregnación de las fibras en productos de refuerzo tipo láminas con alta densidad de fibras [30]. Por ello, el siguiente paso fue actuar sobre la distribución de las fibras. Para garantizar que la matriz de mortero lograra penetrar y humedecer las fibras, estas se agruparon en mechones flexibles y se distribuyeron en forma de malla unidireccional o bidireccional formando una estructura tipo tejido [31]. Esta configuración de las fibras, conjuntamente con la matriz de mortero, dio lugar a lo que se conoce como *Textile-Reinforced Mortar (TRM)*<sup>5</sup> (Figura 2.9).

---

<sup>5</sup> En la bibliografía consultada, varios autores se refieren al *TRM* como *Textile-Reinforced Concrete (TRC)*, *Fiber-Reinforced Cementitious Matrix (FRCM)* o *Mineral-Based Composites (MBC)*. En el caso de refuerzos externos de estructuras de hormigón o mampostería, todas ellas se pueden considerar la misma tecnología.



**Figura 2.9** Descripción del *TRM*: a) esquema de configuración interna, b) imagen interna del refuerzo y del producto acabado.

El tipo de configuración interna del *TRM* tiene sus orígenes en el ferrocemento [32], material de construcción impulsado después de la Segunda Guerra Mundial por la industria naval. Este material consiste en una matriz de cemento reforzada internamente por mallas metálicas electrosoldadas (conocidas también como tela de gallinero) que tienen como función ofrecer resistencia a tracción al elemento estructural.

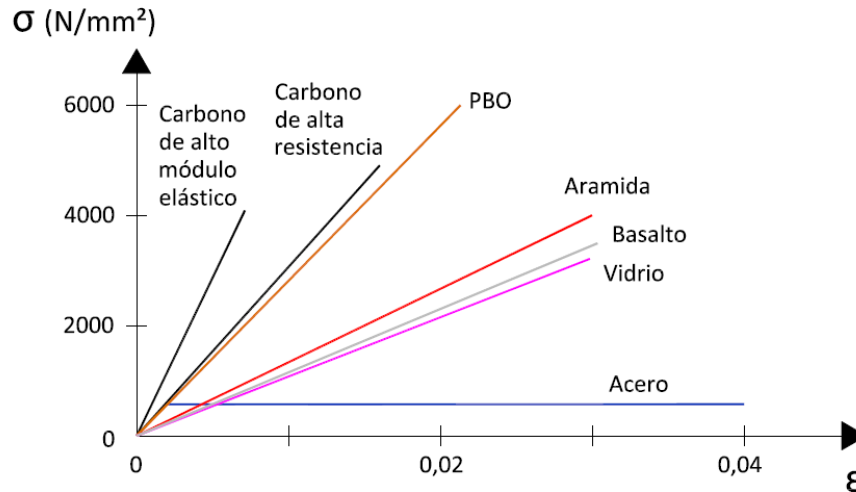
Posteriormente, el desarrollo tecnológico permitió sustituir las mallas electrosoldadas por tejidos de fibras con una mayor capacidad resistente a tracción que el acero. Este hecho permitió desarrollar la ejecución de elementos estructurales de paredes delgadas formados por fibras continuas y matrices cementíticas [33]. Teniendo una configuración similar, el *TRM* fue diseñado para actuar como refuerzo externo de elementos estructurales con el propósito de incrementar su resistencia a tracción. A pesar que fue un refuerzo pensado para la aplicación en estructuras de hormigón armado, su evolución se centró en el desarrollo industrial de productos (morteros y tejidos) válidos para aplicar en elementos de mampostería [34].

Las mallas de *TRM* pueden estar constituidas por distintos materiales. Actualmente se pueden encontrar en el mercado mallas de fibras de vidrio, fibras de carbono, fibras de basalto, fibras de Poliparafenil Benzobisoxazol (*PBO*) o alambres de acero similares a los usados para reforzar los neumáticos de los automóviles [35]<sup>6</sup>, así como fibras vegetales u otros polímeros sintetizados. La mayoría de estas fibras presentan un comportamiento elástico lineal hasta su rotura, tal y como se puede observar en la Figura 2.10.

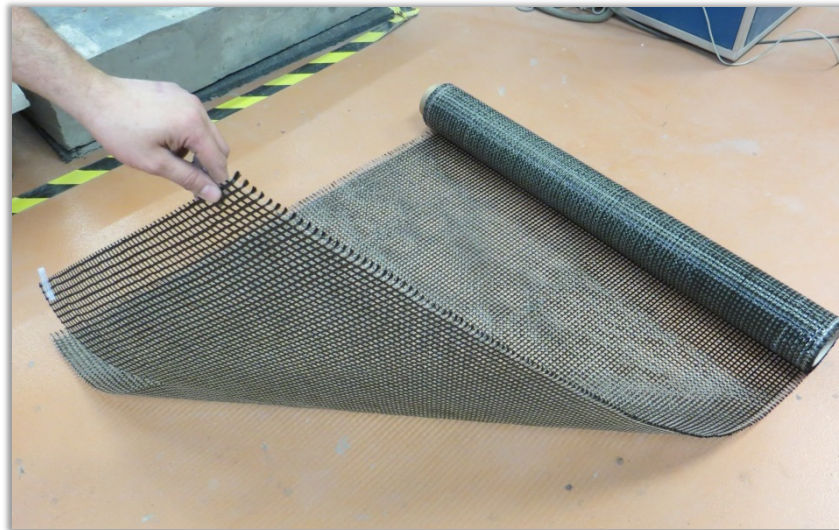
Desde el punto de vista de aplicación, es importante destacar que una de las principales ventajas que ofrece el *TRM* es la gran adaptación que presenta este refuerzo a diferentes tipos de morfologías estructurales. Este hecho es debido a la elevada flexibilidad fuera del plano que tienen la mayoría de tejidos, cosa que les permite ajustarse a formas no estándar dentro del ámbito estructural (Figura 2.11).

<sup>6</sup> Tal y como se comenta en el capítulo 2.5, los tejidos de alambres de acero se pueden utilizar tanto con matrices orgánicas como con matrices inorgánicas.





**Figura 2.10** Relación tensión-deformación de los diferentes tipos de fibra utilizados en los tejidos de *TRM*.



**Figura 2.11** Tejido de fibras flexible.

El tejido del refuerzo es el encargado de proporcionar el incremento de resistencia a tracción al elemento reforzado, estando limitada su capacidad por la facultad que tenga el mortero de transmitir las tensiones entre el elemento estructural existente y la malla de fibras. De esta forma, a diferencia del *FRP*, la matriz del *TRM* actúa también como adherente al sustrato de la estructura existente. Los morteros que se aplican en esta técnica suelen ser de base cementítica (uso común para sustratos de hormigón), base cal o puzzolánicos, con un tamaño de árido máximo recomendado de 2mm [36]. Estos morteros de aplicación en el ámbito del refuerzo estructural están específicamente diseñados, mediante la incorporación de aditivos químicos y microfibras, para maximizar la adherencia del correspondiente tipo de tejido al sustrato a reforzar [37]. Otra estrategia habitual para aumentar el grado de cohesión entre la matriz y el tejido es el uso de productos de impregnación en las fibras [38] o recubrimientos poliméricos en los mechones [39]. En todos los casos, el material con el que están hechos los tejidos debe de ser químicamente compatible con el mortero de aplicación.

A diferencia del *FRP*, el *TRM* está diseñado comercialmente para ser un refuerzo de aplicación y curado *in situ* (Figura 2.12). Una vez instalado, la matriz del refuerzo necesita, al menos, 28 días para alcanzar su máxima resistencia. Este hecho representa una seria desventaja en cuanto a la rapidez de puesta en servicio de la estructura en comparación con los sistemas precurados o de aplicación húmeda mediante resinas, donde el tiempo de curado es aproximadamente 24 horas.



**Figura 2.12** Instalación del *TRM* mediante técnica de aplicación húmeda.

Recientes estudios [40] comprobaron la viabilidad de adherir a la estructura existente, mediante resinas poliméricas, placas precuradas de *TRM*. A pesar de ser una técnica que acelera el proceso de puesta en servicio de la estructura, esta estrategia vuelve a incorporar los problemas relacionados el mal comportamiento mecánico de las resinas frente aumentos de temperatura e incompatibilidad con el sustrato.

En cuanto al comportamiento mecánico, se pueden observar grandes diferencias entre el *TRM* respecto a los refuerzos de matriz orgánica. Mientras la matriz del *FRP* es significativamente más dúctil que las fibras y el material compuesto tiene un comportamiento lineal elástico hasta rotura, en el *TRM* la matriz es considerablemente más frágil que el tejido, aspecto que provoca la fisuración del mortero antes que el tejido desarrolle su capacidad máxima a tracción, obteniendo así, un pronunciado comportamiento no lineal [41].

El comportamiento mecánico del *TRM* sometido a tracción se puede diferenciar en cuatro fases [42]:

- **Fase I.** La matriz no está fisurada y la distribución de tensiones es uniforme para toda la sección, pudiéndose determinar las propiedades mecánicas del material compuesto mediante la ley de mezclas. Sin embargo, debido a la experiencia práctica adquirida, algunos autores [41] proponen

adoptar el módulo de Young del mortero como si fuese el del *TRM*, y despreciar el efecto de las fibras en la rigidez del material compuesto

$$E_{t1} = E_{fib}V_{fib} + E_mV_m \approx E_m \quad 2.4$$

donde  $E_{t1}$  es el módulo de Young del *TRM* en la fase 1;  $E_{fib}$  y  $E_m$  son los módulos de Young de las fibras y del mortero, respectivamente; y  $V_{fib}$  y  $V_m$  son las fracciones volumétricas de las fibras y de la matriz, respectivamente.

- **Fase IIa.** Esta fase empieza con la aparición de la primera fisura en el mortero una vez se sobrepasa su resistencia última a tracción. Al seguir incrementando la carga, las tracciones son absorbidas íntegramente por el tejido, provocando el despegue de las fibras respecto de la matriz en la zona de la fisura. Este proceso se repite cada vez que en una sección sin fisurar las tensiones alcanzan la resistencia última a tracción del mortero, provocando una fisuración múltiple del material compuesto debido a la adherencia entre las fibras y el mortero. De esta forma, la tensión media de fisuración del *TRM* ( $\sigma_{mc}$ ) viene dada por la siguiente expresión:

$$\sigma_{mc} = \frac{E_{t1}\sigma_{mu}}{E_m} \quad 2.5$$

donde  $E_{t1}$  y  $E_m$  son los módulos de Young del *TRM* en la fase 1 y del mortero, respectivamente; y  $\sigma_{mu}$  es la resistencia a tracción del mortero. El patrón de fisuración (separación entre fisuras y su espesor) depende de varios factores, tales como los materiales de refuerzo, la cuantía de las fibras, la resistencia a tracción del mortero y la capacidad de adherencia entre los dos componentes.

- **Fase IIb:** Una vez finalizado el proceso de fisuración múltiple de la matriz, sólo el tejido será capaz de seguir soportando tracciones, siempre y cuando el volumen de fibras del refuerzo sea superior a un mínimo, valor entorno al 1-3% [43]. Debido al carácter elástico de las fibras, en caso de seguir incrementando la carga, el comportamiento del *TRM* se transforma en lineal, aunque con un módulo de Young entre un 10 y 30% inferior al de la malla de tejido [44]. Este hecho es debido a que parte de las fibras del refuerzo se rompen durante el proceso de fisuración de la Fase IIa.
- **Fase III:** Una vez agotada la capacidad elástica de las fibras, el refuerzo entraría en un régimen de plastificación. Para la mayoría de los tejidos disponibles en el mercado, no es posible desarrollar esta fase debido a su carácter lineal elástico hasta rotura. Para los refuerzos con tejidos de acero, en cambio, sí que es teóricamente factible este comportamiento.

Relacionado con su comportamiento estructural, Hegger y Voss [45] estudiaron la carga a tracción última que es capaz de resistir una sección de *TRM* ( $F_{fu}$ ) y desarrollaron la siguiente expresión analítica:

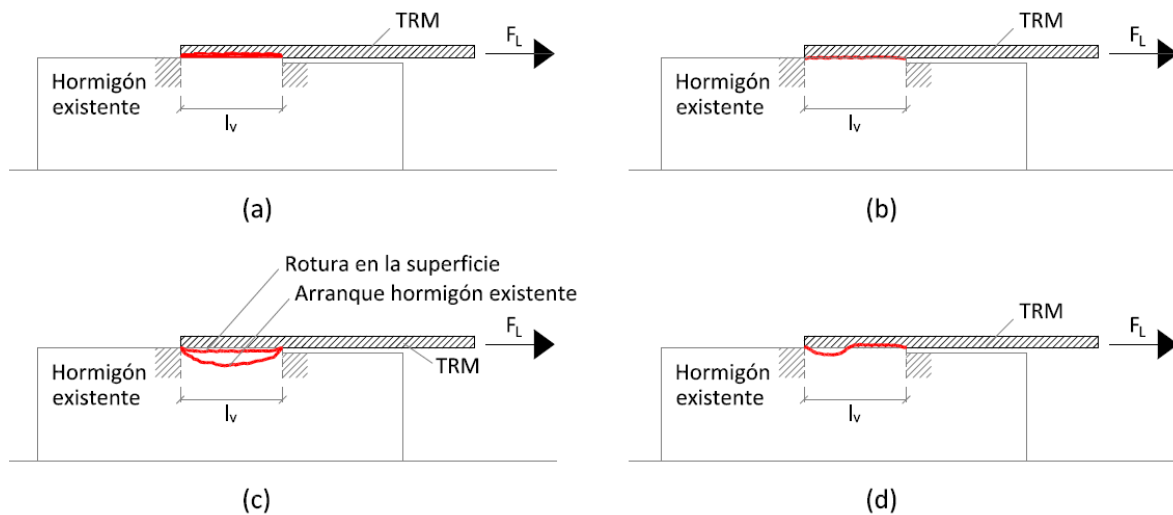
$$F_{fu} = A_t f_{tex,u} k_{0,\alpha} k_1 k_2 \quad 2.6$$

donde  $A_t$  es el área de la sección transversal correspondiente al tejido;  $f_{tex,u}$  es la resistencia última a tracción del tejido;  $k_{0,\alpha}$  es un coeficiente que tiene en cuenta la orientación de los mechones respecto la dirección de la aplicación de la carga;  $k_1$  es un factor que pondera la eficacia del tejido; y  $k_2$  es un coeficiente de minoración en caso de cargas biaxiales.

En un estudio similar [46] se hizo patente la influencia en la eficacia del refuerzo que tienen, en aquellas mallas bidireccionales, los mechones perpendiculares a la dirección de las tensiones debido al efecto zunchado que provocan en el material compuesto. Además, también se observó que la resistencia del refuerzo disminuye con el incremento de la cuantía de tejido, *i.e.* el aumento del número de capas de tejido afecta el comportamiento adherente del *TRM* y disminuye su capacidad de transmitir tensiones.

Cuando el *TRM* actúa como refuerzo de estructuras de hormigón armado, es necesario tener en cuenta la capacidad de adherencia al sustrato para determinar la capacidad mecánica del mismo. En este sentido Ortlepp *et al.* [47] definieron cuatro mecanismos teóricos de fallo por despegue local del refuerzo *TRM* (Figura 2.13):

- Delaminación de la matriz cementítica en la capa de tejido
- Fallo en la junta entre el mortero del *TRM* y el sustrato de hormigón existente
- Fallo en el hormigón existente
- Combinación de diferentes modos de fallo por falta de adherencia

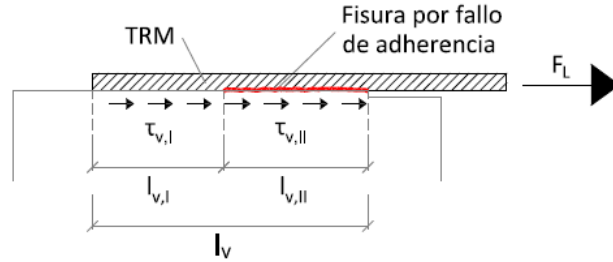


**Figura 2.13** Modos de despegue teóricos del *TRM*.

La delaminación de la matriz es un fenómeno que se da cuando la resistencia del mortero es menor que la resistencia del hormigón existente. Por el contrario, cuando la resistencia de la matriz es superior a la del sustrato del elemento a reforzar, el fallo ocurre en el hormigón existente. Según los ensayos realizados hasta la fecha, el despegue en la interfase se puede evitar realizando un tratamiento superficial del

elemento a reforzar, *e.g.* chorreo de arena o agua. En este caso, el bloqueo de los áridos evitaría el fallo en la junta entre la matriz y el hormigón existente [48].

Años después, D'Ambrisi y Focacci [49] introdujeron el concepto de despegue y deslizamiento interno de las fibras respecto la matriz. Este fenómeno puede desarrollarse al iniciar la Fase IIb del comportamiento mecánico del *TRM* a tracción, donde finalizado el proceso de fisuración múltiple de la matriz, tejidos con filamentos gruesos pierdan adherencia con la matriz y empiecen a deslizarse internamente.



**Figura 2.14** Distribución de tensiones en caso de despegue del *TRM*.

Siempre y cuando el refuerzo *TRM* sufra un fallo por despegue, su capacidad última de carga ( $F_{L,Vu}$ ) estará compuesta por la suma de las tensiones de la parte fisurada y de la parte sin fisurar (Ec. 2.7), tal y como se puede observar en la Figura 2.14

$$F_{L,Vu} = b_L (l_{v,I} \tau_{Vu,I} + l_{v,II} \tau_{v,II}) \quad 2.7$$

Donde  $b_L$  es el ancho de la capa de refuerzo;  $l_{v,I}$  y  $l_{v,II}$  son las longitudes de las regiones sin fisurar y fisuradas de la zona de adherencia del refuerzo, respectivamente;  $\tau_{Vu,I}$  es la resistencia última a cortante que el sistema es capaz de desarrollar en la región no fisurada  $l_{v,I}$ ; y  $\tau_{v,II}$  son las tensiones rasantes que el *TRM* logra transmitir en la región fisurada  $l_{v,II}$ . Para la determinación de estas últimas tensiones, cabe destacar la introducción del concepto de ratio de área eficaz ( $k_{A,eff}$ ), que se define como la relación entre el área de la matriz ( $A_m$ ) y el área total de refuerzo ( $A$ ) (Ec. 2.8). Este parámetro tiene en cuenta el hecho que las tensiones entre el tejido y el mortero solo pueden ser transmitidas en la parte de la matriz que haya en el interior de la malla [50]

$$k_{A,eff} = \frac{A_m}{A} \quad 2.8$$

### 2.6.1. Refuerzo a flexión

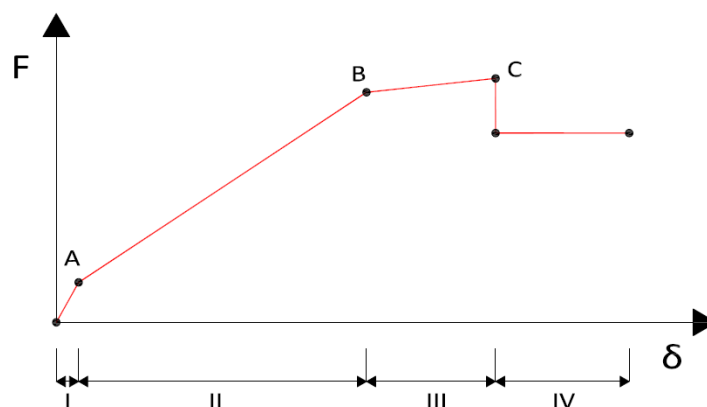
De manera análoga al caso de elementos de HA reforzados a con *FRP*, la capacidad resistente a flexión que puede ofrecer el *TRM* depende principalmente del modo de fallo que desarrolle la estructura. Estos tipos de colapso son similares a los observados en vigas reforzadas a flexión con *FRP* y se pueden dividir en dos grandes tipologías:

- La interacción completa entre viga existente y refuerzo, en la que se agotan las capacidades portantes de uno o más componentes del elemento estructural (hormigón, armadura y refuerzo).
- Fallos por arranque del refuerzo en cualquiera de las interfases descritas anteriormente o despegue y deslizamiento interno del tejido respecto de la matriz.

En el primer caso, el análisis de la capacidad resistente a flexión del elemento estructural reforzado es una ampliación de los modelos seccionales de hormigón armado, añadiendo el *TRM* como un refuerzo a tracción del elemento. Este análisis está basado en la hipótesis de Bernoulli, en la cual se supone que las secciones de hormigón armado permanecen planas a pesar de la deformación de la estructura, pudiendo utilizar además los conceptos de compatibilidad de deformaciones y equilibrio tensional.

En el caso que el colapso de la estructura sea por la rotura del refuerzo, el comportamiento mecánico de un elemento estructural de hormigón armado reforzado con *TRM* se puede separar, durante el proceso de carga, en cuatro fases (Figura 2.15):

- Fase elástica. Comportamiento elástico de los materiales.
- Fase post-fisuración. La armadura trabaja elásticamente.
- Fase post-fisuración. La armadura plastifica. Contribución del refuerzo.
- Fase post-fallo del refuerzo.



**Figura 2.15** Etapas descriptivas del comportamiento mecánico de un elemento estructural de HA reforzado con *TRM* sometido a flexión.

En la transición de estas fases se puede identificar la fisuración del hormigón y de la matriz de mortero del *TRM* (A), el inicio de plastificación del armadura sometido a tracción (B) y la rotura del refuerzo (C).

En cuanto a los colapsos de la estructura por falta de adherencia del refuerzo, los despegues se originan en alguna de las fisuras del hormigón y se propagan longitudinalmente respecto de la viga, hasta alcanzar el arranque completo del *TRM*. El comportamiento mecánico del elemento reforzado dependerá del modo de fallo que presente la estructura:

- Despegue del refuerzo y arranque del sustrato de hormigón.

- b) Despegue del tejido del refuerzo respecto la matriz debido a deslizamientos significativos entre ambos en las regiones de máximo momento flector.
- c) Despegue del refuerzo *TRM* en la interfase con el sustrato de hormigón.
- d) Delaminación de la capa de tejido en la zona de momento máximo. Rotura de la interfase entre de las fibras y la matriz cuando se alcanzan elevados deslizamientos entre los dos componentes.

Para contrarrestar este tipo de fallo, Larrinaga *et al.* propusieron el uso de anclajes mecánicos, en forma de placas de acero atornilladas [51] o encamisados parciales tipo U ejecutados con el mismo *TRM* [52], dispuestos en los extremos del refuerzo longitudinal. Ambas estrategias se mostraron eficaces en posponer la aparición del despegue del refuerzo en las zonas extremas, aunque presentan algunos inconvenientes tales como ser un trabajo altamente laborioso, en la primera de las soluciones, o tener que disponer accesibilidad a los laterales de la viga para la aplicación del encamisado.

Las primeras investigaciones realizadas sobre la viabilidad de utilizar materiales compuestos de matriz inorgánica consistieron en estudios comparativos del comportamiento estructural de vigas de HA reforzadas con *TRM* y *FRP*. En ellos Kurtz y Balaguru [53] sometieron a flexión elementos de hormigón armado reforzados con una lámina de fibras de carbono, utilizando matrices orgánicas e inorgánicas. Posteriormente, Toutanji y Deng [54] hicieron lo propio con vigas reforzadas con 2, 3, 4 y 5 capas de tejido. En ambos estudios, el refuerzo con matriz inorgánica fue tan eficaz, respecto al incremento de resistencia y de rigidez post-fisuración, como su equivalente de matriz orgánica. En cambio, se determinó que las vigas reforzadas con *TRM* obtuvieron una flecha menor respecto a las que lo fueron con *FRP*. Además, se observó que los modos de fallo también fueron diferentes: mientras que con los de matriz orgánica, el refuerzo se despegó, en los de matriz inorgánica, el tejido rompió a tracción. Estos dos últimos fenómenos están relacionados entre sí y se explican debido a los distintos mecanismos de transmisión de cargas que presentan las dos tecnologías:

- La matriz del *FRP* es más resistente que el sustrato de hormigón y es capaz de deformarse significativamente sin fisurarse. En cambio, para cumplir el equilibrio de deformaciones en la interfase, el hormigón necesita fisurarse de manera múltiple en la zona cerca de la interfase. El fallo por despegue del refuerzo ocurre cuando el nivel de fisuras del sustrato de hormigón es suficiente como para desintegrar la unión con el refuerzo.
- La matriz de *TRM* presenta una fragilidad similar que el sustrato de hormigón. Estos materiales empiezan a fisurarse a deformaciones alrededor de 0,0007, propagándose la grieta a través de ambos y produciendo despegues locales del refuerzo. La discontinuidad de la interfase de adherencia permite evitar concentraciones de tensiones en el sustrato del hormigón y evitar el despegue del refuerzo.



Finalmente, también se observó que en el caso del *TRM*, la resistencia por unidad de área de la fibra crece al incrementar el número de capas de tejido aplicado, *i.e.* la eficacia del refuerzo aumenta al incrementar la cuantía del mismo en forma de número de tejidos instalados.

Paralelamente, Brückner *et al.* [48] se centraron en ensayar a flexión losas de HA reforzadas con 4 y 8 capas de tejido de fibra de vidrio con aplicación de matriz inorgánica. En cada losa se varió la longitud de adherencia del *TRM*, concluyendo que, a diferencia del *FRP*, el tejido es capaz de movilizar toda su capacidad de refuerzo y romper a tracción aplicando longitudes de anclaje relativamente cortas. También se comprobó que la ductilidad, en todos los casos, superaba las recomendaciones mínimas que los códigos fijaban para estructuras de hormigón armado, evitando así roturas con grados de fragilidad elevados. Por otro lado, se comprobó que existía una diferencia de hasta un 20% entre los valores de momento flector obtenidos experimentalmente y los resultantes de aplicar el modelo analítico de equilibrio de fuerzas en una sección. Este hecho es debido a que las deformaciones últimas del tejido y las obtenidas mediante ensayos de tracción uniaxial son diferentes respecto a cuándo el *TRM* actúa como refuerzo estructural.

Posteriormente, Bisby *et al.* [55] y Ombres [56] realizaron estudios sobre el efecto del refuerzo *TRM* con tejidos de *PBO* en el comportamiento a flexión de vigas de hormigón armado, desde el enfoque de incremento de capacidad última, flecha y ductilidad. Las investigaciones de Bisby *et al.* [55] mostraron que los refuerzos basados en tejidos de *PBO* desarrollaron una capacidad de aumento de carga similar a la proporcionada por sistemas *FRP*. En el caso de Ombres [56], los resultados obtenidos fueron un aumento entre el 10 y el 44% de carga última, dependiendo del número de capas de tejido aplicadas. La ductilidad de la solución también se vio afectada por la cuantía existente de fibras: mientras que en las vigas con una capa de refuerzo la interacción de los elementos fue completa y el elemento estructural fallo por aplastamiento de la cabeza de compresiones, obteniendo un aumento de la ductilidad respecto a las vigas sin reforzar, los elementos donde se aplicaron 2 o 3 capas de tejido sufrieron fallos prematuros por despegue del refuerzo, desarrollando una disminución de la ductilidad.

No fue hasta el año 2011 cuando se realizó un estudio comparativo entre una amplia gama de tejidos comerciales de diferentes materiales, densidades de malla y recubrimientos de los mechones de fibras [57]. Este estudio constó de dos campañas experimentales en las que se reforzaron con *TRM* vigas de hormigón pobre de escala completa y de un tercio de escala, utilizando tejidos de fibras de carbono, basalto y acero. Los resultados mostraron la viabilidad que presentan los diferentes materiales utilizados para usarse como tejido en el refuerzo de vigas de hormigón sometidas a flexión. El *TRM* con malla de acero fue el que presentó un mejor comportamiento resistente, aunque sin la instalación de anclajes externos, la estructura presentó un modo de fallo prematuro por despegue del refuerzo. En cambio, los refuerzos con mallas de carbono y con mallas de basalto presentaron un comportamiento similar, influyendo en la capacidad última a flexión aspectos como la medida de la malla, el número de capas aplicadas o la presencia de recubrimientos en los mechones del tejido.



Desde el punto de vista de la repercusión de la matriz del *TRM* en el comportamiento global a flexión del conjunto estructural, Blanksvärd [58] observó que el tipo de mortero tenía una gran influencia en los resultados obtenidos, siendo determinante en el modo de rotura de los elementos. Posteriormente, D'Ambrasi y Focacci [49] apuntaron sobre la importancia de diseñar los morteros en función del tipo de fibra de que se compondrá el tejido, y resaltaron la imposibilidad de prever la viabilidad de las matrices inorgánicas basándose sólo en sus propiedades clásicas, *e.g.* resistencia a compresión, resistencia a tracción y módulo de elasticidad. Finalmente, Elsanadedy *et al.* [59] destacaron la idoneidad de utilizar, en caso reforzar con tejidos de fibras de basalto, matrices de mortero de base cementítica modificada con polímeros.

Recientes estudios [60] desarrollaron la aplicación experimental del *TRM* en elementos estructurales de obra civil a escala real. En ellos se reforzaron con tejidos de carbono y de acero vigas de hormigón pretesadas con una sección tipo doble T. Los resultados obtenidos fueron incrementos de momento flector último del 20% para las reforzadas con tejidos de carbono y del 24% para las reforzadas con tejidos de acero. A pesar de ello, los modos de fallo fueron distintos: rotura de las fibras y deslizamiento dentro de la matriz, en el primer caso, y despegue del refuerzo, en el segundo.

Por último, Papanicolaou [61] propuso una variación en la metodología de aplicación del refuerzo: inicialmente se fabricó una capa de *TRM* para a continuación, una vez curado el refuerzo, ejecutar en el mismo encofrado el elemento de hormigón armado. A pesar de no ser exactamente una técnica de refuerzo de una estructura existente, este estudio demostró la viabilidad de utilizar el *TRM* como material constitutivo resistente en estructuras de hormigón armado de nueva creación.

## 2.6.2. Otros estudios realizados

### 2.6.2.1. Confinamiento de soportes

El confinamiento de soportes de hormigón armado mediante el encamisado con materiales compuestos empezó a investigarse y desarrollarse utilizando refuerzos de matriz orgánica [62–64]. La adaptabilidad y la rapidez de instalación que ofrecen los sistemas *FRP* de curado *in situ* hicieron que se extendiera su uso como refuerzo de pilares con daños post-sísmicos, tanto para secciones circulares, como para secciones rectangulares. A pesar de estas ventajas, los sistemas de encamisado con *FRP* presentan dificultades de detección de daños después de haber sido instalados. Este hecho puede resultar problemático debido al comportamiento lineal elástico que tiene el refuerzo hasta su rotura, que en el caso de agotarse su capacidad portante, podría provocar el colapso de todo el conjunto estructural de manera súbita.

Las primeras investigaciones sobre el confinamiento de elementos de hormigón con refuerzos de matriz cementítica fueron realizados por Triantafyllou *et al.* [65]. En ellos, se comparó el comportamiento mecánico mediante el ensayo a compresión de cilindros confinados y columnas rectangulares cortas, ambas reforzadas tanto con *TRM* como con *FRP*. Los resultados obtenidos fueron que las dos tipologías de elementos reforzados con *TRM* incrementaron la resistencia a compresión y la capacidad de

deformación, siendo mayor la ganancia cuanto más capas de tejido fueron aplicadas. También se observó que este aumento de las propiedades, así como el modo de fallo obtenido (ruptura de las fibras o despegue del refuerzo), estaba íntimamente relacionado con la resistencia a tracción del mortero del refuerzo aplicado. En cuanto a la comparativa con los elementos reforzados con materiales de matriz orgánica, se determinó que las prestaciones que ofrecían los elementos reforzados con *TRM* eran ligeramente inferiores, en el caso de columnas de sección rectangular, y significativamente menores, en cuanto a los cilindros confinados, llegando a alcanzar valores del 80% de resistencia y del 50% de deformabilidad respecto los reforzados con *FRP*. Así mismo, se observó que estos valores también sufrían grandes variaciones en función del tipo de mortero utilizado. Finalmente, se puso en evidencia que el fallo por rotura de las fibras es menos brusco en el caso del *TRM* respecto al *FRP* debido a la progresiva fisuración de la matriz.

Posteriormente, Bournas *et al.* [66,67] realizó una investigación en la que ensayó a compresión prismas cortos y columnas a escala real sometidas a flexiones cíclicas bajo una carga axial constante, en ambos casos reforzando los especímenes con *FRP* y *TRM*.

Las conclusiones obtenidas confirmaron la tendencia que el *TRM* ofrecía unas prestaciones similares, en cuanto a resistencia a compresión de estructuras de sección rectangular, respecto a los elementos reforzados con materiales de matriz orgánica, observando además, que el incremento de resistencia estaba relacionado con el ratio volumétrico del refuerzo, *i.e.* el número de capas del tejido. Respecto los ensayos dinámicos, se obtuvieron resultados muy similares de los elementos reforzados con *TRM* y *FRP* en cuanto a capacidad de deformación cíclica y disipación de energía.

De esta manera, los estudios realizados hasta la fecha muestran que el refuerzo de soportes de hormigón armado utilizando materiales compuestos de matriz inorgánica es una técnica de encamisado válida a niveles similares del refuerzo *FRP*. A pesar de ello, es necesario desarrollar más investigaciones en el ámbito de la optimización de las propiedades de los morteros, del comportamiento a largo plazo del refuerzo (relajación, cansancio, etc.) y de la interacción del *TRM* con el armado de los pilares.

#### 2.6.2.2. Refuerzo de estructuras de mampostería

La tecnología de refuerzo del *TRM* se empezó a desarrollar pensando en la reparación y el incremento de las capacidades portantes de estructuras de hormigón armado. No obstante, se han realizado amplios estudios sobre la viabilidad de su aplicación en estructuras de mampostería, *i.e.* muros sin reforzar y arcos. Este hecho es debido, principalmente, al mínimo impacto visual que ofrece este tipo de refuerzo en estructuras monumentales e históricas. Por otro lado, del mismo modo que con las estructuras de hormigón armado, el *TRM* como refuerzo de elementos de mampostería minimiza algunos de los inconvenientes que presentan los refuerzos de matriz orgánica.

Los primeros estudios sobre la materia fueron realizados por Papanicolau *et al.* [68,69], en los cuales se reforzaron diferentes configuraciones de muros a media escala con diferentes tipos de aplicaciones (*TRM*

con tejidos de carbono bidireccionales y *FRP* en forma de estribos precurados o encajados en el sustrato). Estos especímenes fueron ensayados sometiéndolos a cargas cíclicas fuera y dentro del plano, llegando a las siguientes conclusiones:

- La aplicación del *TRM* aumentó la capacidad de carga y la deformabilidad de los muros de mampostería.
- En el caso de los elementos sometidos a cargas cíclicas en el plano, los muros reforzados con *TRM* desarrollaron entre un 65 y un 70% de la resistencia que obtuvieron los reforzados con *FRP*. Estos valores dependen fuertemente de la magnitud de la carga alcanzada y del número de capas de refuerzo aplicadas. En cambio, respecto a la deformabilidad, los reforzados con matrices inorgánicas alcanzaron capacidades entre un 15 y un 305% (en función de la morfología del espécimen) superiores a los de sus homólogos de matrices orgánicas.
- En el caso de los muros sometidos a acciones dinámicas fuera del plano, los muros reforzados con *TRM* presentaron valores superiores de resistencia y deformabilidad que los reforzados con estribos precurados de *FRP*. No fue así respecto a los elementos con refuerzos encajados en el sustrato (*NSM*), donde el despegue controlado del laminado hizo que obtuvieran mayores capacidades de deformación que los especímenes reforzados con matrices inorgánicas.

Tiempo después, Papanicolau *et al.* [70] presentaron otro estudio de elementos de mampostería reforzados con *TRM* y ensayados bajo cargas cíclicas dentro y fuera del plano. En este caso, los materiales que se usaron como tejidos del *TRM* fueron diversos: fibras de carbono, fibras de basalto, fibras de vidrio, fibras de poliéster y fibras de polipropileno. También fueron varios los morteros usados como matriz del refuerzo, logrando así una amplia combinación de diversos componentes.

Los resultados de los ensayos mostraron que, los elementos reforzados con *TRM* constituido por la peor de las combinaciones entre componentes (el tejido con menores prestaciones y el mortero con la resistencia más baja), estando debidamente anclado al sustrato, lograron aumentar la capacidad de carga un 400% y la deformabilidad un 130% respecto a muros sin reforzar. El resto de resultados obtenidos estuvieron en la línea de los estudios anteriores.

En investigaciones recientes, Bernat *et al.* [71] estudiaron el comportamiento de muros de escala real reforzados con diferentes combinaciones de *TRM* (tejidos de fibra de vidrio o carbono, y morteros de base portland, cal o puzzolánica), sometidos a ensayos estáticos de carga a compresión excéntrica. Además, se estudiaron las prestaciones que ofrecía la instalación de anclajes en algunos muros reforzados. Estos anclajes consistían en disponer el propio tejido a través de la sección del muro y adherirlo a la zona de compresiones. Los resultados y las conclusiones extraídas fueron las siguientes:

- El uso de *TRM* como refuerzo de muros de mampostería sometidos a cargas excéntricas hizo incrementar su capacidad de carga al menos un 100% respecto los muros sin reforzar. Además, en

la mayoría de casos, se evitaron las rupturas por formación de mecanismos puros y se limitaron los efectos de segundo orden.

- Se observó un aumento de la rigidez, tanto en el plano del muro como fuera de él. En el primer caso, se determinó que este aumento fue debido al tipo de mortero y su resistencia a tracción. En cambio, fuera del plano, se observó que existía una fuerte influencia de la cuantía y tipo de fibra que constituía el tejido.
- En todos los casos, el comportamiento estructural de los muros reforzados con *TRM* fue más homogéneo, ofreciendo una menor dispersión de resultados.
- En ningún caso se obtuvo fallo por despegue del *TRM*, tanto en los muros donde se dispusieron anclajes como en los que no. El modo de fallo más habitual fue el de aplastamiento de la obra de fábrica a compresión.
- No se demostró que la instalación de los anclajes dispuestos ofreciera un aumento de prestaciones de los elementos estructurales.

Generalmente, los muros de obra de fábrica desarrollan el rol de cerramientos del edificio. En caso de necesitar incrementar su capacidad portante, la superficie a reforzar, y por consiguiente, el tiempo dedicado a aplicar las sucesivas capas de mortero en el caso de la aplicación del *TRM*, representa una elevada inversión de tiempo respecto al refuerzo de otros elementos estructurales. En este sentido Aranha *et al.* [72] estudiaron la viabilidad de proyectar la matriz en especímenes de mampostería mediante bombeo a presión del mortero, habiendo fijado previamente el tejido a la estructura de forma puntual. Los resultados de la investigación mostraron la viabilidad y eficiencia del *TRSM* (*Textile-Reinforced Sprayed Mortar*), pero denotaron la necesidad de desarrollar un mortero específico para este tipo de aplicación del refuerzo.

Otros estudios, realizados sobre el incremento de la capacidad portante en elementos de obra de fábrica, han consistido en la rehabilitación de arcos de mampostería reforzados en su cara externa por con tejidos de basalto y matrices cementíticas. Los resultados de la campaña experimental llevada a cabo por Garmendia *et al.* [73] mostraron que esta tecnología de refuerzo es capaz de incrementar la resistencia y deformabilidad de los arcos, además de mostrarse el *TRM* como un producto adecuado para aplicar en geometrías complejas.

#### 2.6.2.3. Adherencia

La capacidad de transferencia de tensiones entre el elemento estructural existente y el refuerzo es un aspecto clave de la viabilidad de las técnicas que se usan para el incremento de la capacidad portante de las estructuras mediante la adhesión de nuevos materiales. Las primeras investigaciones sobre el comportamiento adherente del *TRM* fueron realizadas por Ortlepp *et al.* [47,50], en las que se detallan los posibles modos de fallo por despegue del refuerzo y los mecanismos de transmisión de tensiones cuando el refuerzo está parcialmente despegado.

Posteriormente, se han realizado numerosos estudios experimentales sobre esta temática para el desarrollo de modelos analíticos y numéricos. De todos ellos se destacan los realizados por Ombres [74] y D'Ambrisi *et al.* [75–77], en los que se estudia la adherencia del *TRM* unido a elementos de hormigón de mampostería. En estas investigaciones se utilizaron refuerzos con mallas de *PBO* y carbono de diferentes longitudes, sometiendo el *TRM* a una carga en la dirección principal del tejido. Las conclusiones que se obtuvieron fueron las siguientes:

- Existe una relación directa entre la configuración del tejido y la cantidad de fibras, respecto a los modos de fallo por despegue del refuerzo.
- La instalación de anclajes externos al final del refuerzo previene los modos de fallo por despegue.
- Aunque el fallo del elemento estructural sea por despegue del refuerzo, una adecuada longitud del *TRM* adherido hará que este despegue sea progresivo y permitirá aumentar la capacidad portante del elemento estructural. Se observó que esta longitud mínima de adherencia, para refuerzos de elementos de hormigón con una capa de tejido de *PBO*, está en torno de los 250-300mm.
- Una longitud insuficiente del refuerzo provocará que el despegue del *TRM* sea súbito y catastrófico. En este caso la viga reforzada no logrará incrementar su resistencia.
- Los fallos por despegue del refuerzo se han localizado siempre en la interfase entre la matriz y el tejido. En ningún de los ensayos realizados ha habido arranque del sustrato de la estructura existente.
- Antes del fallo por despegue, se observaron considerables desplazamientos relativos entre las fibras y la matriz. Debido a estos deslizamientos ocurridos en el tejido del refuerzo, las tensiones acumuladas en el sustrato del elemento existente resultan menores que en el caso de estructuras reforzadas con *FRP*.
- La capacidad de transmitir tensiones de corte en la zona de adherencia disminuye al aumentar los deslizamientos entre las fibras y la matriz del *TRM*. Para refuerzos de mampostería con una capa de tejido de carbono, las tensiones cortantes en la unión resultaron nulas cuando el deslizamiento del tejido alcanzó los 0,3-0,4mm.
- En el caso del refuerzo con tejido de *PBO*, de acuerdo a los resultados experimentales obtenidos, se ha observado que los modelos numéricos que mejor se ajustan en la predicción de las deformaciones en el momento del despegue son aquellos que siguen leyes no lineales de pegado-deslizamiento. En cambio, para el estudio del comportamiento del momento flector, se ha determinado que se ajusta mejor el uso de leyes bilineales de pegado-deslizamiento del refuerzo.

A pesar de las investigaciones realizadas hasta el momento, todos los autores coinciden en la necesidad de realizar un mayor número de investigaciones que permitan definir más acuradamente el comportamiento adherente del *TRM*, haciendo especial hincapié en la determinación de la influencia del número de capas de tejido en la resistencia al despegue del refuerzo.

#### 2.6.2.4. Durabilidad

Debido a que esta técnica de refuerzo de estructuras de hormigón armado es relativamente novedosa (aproximadamente una década de recorrido), los estudios de durabilidad del *TRM* son relativamente escasos. Los principales problemas que pueden llegar a presentar estos sistemas de refuerzo son los siguientes:

- Corrosión del tejido (en aquellos casos en que las fibras sean susceptibles de sufrir este tipo de fenómeno).
- Fatiga del tejido sometido a cargas sostenidas en ambientes altamente alcalinos.
- Densificación de la matriz adyacente a los filamentos del tejido. Crecimiento de la matriz en la zona de unión con el tejido provocado por la precipitación de productos derivados de la humedad.

Hasta la fecha, los estudios experimentales más relevantes sobre los cambios de comportamiento mecánico del *TRM* a lo largo del tiempo, han sido realizados por Butler *et al.* [78,79]. En ellos, se crearon probetas de *TRM* constituidas por fibras de vidrio y matrices de diferentes grados de alcalinidad. Estos especímenes fueron sometidos a procesos de envejecimiento acelerado y estudiados en ensayos de tracción directa y arranque. Las conclusiones de estos estudios fueron que los especímenes con matrices con altos grados de alcalinidad veían sus resistencias y capacidades de deformación afectadas de forma pronunciada. En cambio, una apropiada composición de la matriz con la inclusión de aditivos adecuados, hizo mantener las propiedades mecánicas del *TRM* durante altos períodos de exposición a climas ordinarios.

#### 2.6.3. Normativas vigentes

Hasta finales de 2013 no existía ningún código de diseño para la aplicación y cálculo del *TRM* como refuerzo estructural de elementos de hormigón armado o mampostería. La tendencia hasta la fecha estuvo encaminada en adaptar la formulación incluida en los códigos de diseño de prestigio reconocido de refuerzo externo de estructuras mediante la adherencia externa de *FRP* [16,80,20] a su equivalente de matriz inorgánica.

No obstante, esta tarea puede resultar laboriosa debido a las distintas interpretaciones analíticas que presentan estos códigos entre sí y a los comportamientos mecánicos tan diferenciados que presentan ambas tecnologías de refuerzo, *e.g.* fisuración, distribución interna de tensiones o adherencia y transmisión de tensiones.

Recientemente apareció la primera guía de diseño para refuerzos de estructuras de hormigón y mampostería mediante la adhesión externa de tejidos con matriz cementítica [81]. A diferencia de los códigos que se centran en el *FRP*, esta guía de diseño propone la utilización de las propiedades mecánicas del material compuesto *TRM* para realizar las predicciones de aumento de capacidad portante que ofrece este tipo de refuerzo en sus distintas aplicaciones.

## Capítulo 3. Estudios de caracterización de materiales

### 3.1. Introducción

En el presente capítulo se incluye la información obtenida de las diferentes campañas de caracterización de los materiales utilizados en los ensayos de vigas de hormigón armado reforzadas a flexión con *TRM*.

Inicialmente se caracterizaron los materiales componentes de la estructura a reforzar, *i.e.* los hormigones utilizados y las barras de acero dispuestas como armadura. Estos datos fueron esenciales para determinar el comportamiento propio de las vigas sin reforzar y comparar a posteriori las prestaciones ofrecidas por los diferentes tipos de *TRM* aplicados.

A continuación, se determinaron las propiedades de los componentes de los diferentes refuerzos aplicados. En el conjunto de las campañas experimentales realizadas se utilizaron seis combinaciones diferentes de matrices y tejidos, en las que se incluyeron cuatro tipos de morteros y seis tipos de mallas. A pesar de que estos resultados no se utilizaron directamente en los cálculos desarrollados posteriormente, se han incluido con el objetivo de proporcionar información detallada para futuras investigaciones.

Por último, con el objetivo de entender el comportamiento de los diferentes refuerzos aplicados, se realizaron ensayos de caracterización del *TRM* como material compuesto. Los datos extraídos de estos ensayos se utilizaron para desarrollar los estudios analíticos realizados a posteriori.

El conjunto de estos resultados, y en especial los obtenidos de los ensayos llevados a cabo sobre los componentes del refuerzo y del *TRM* como material compuesto, han servido para entender el comportamiento de los especímenes ensayados en las campañas experimentales principales del presente trabajo, es decir, las vigas de HA reforzadas a flexión con *TRM*.

Todos los ensayos tuvieron lugar en los laboratorios LITEM-RMEE-UPC y RMEE-UPC-Barcelona entre octubre del 2011 y febrero del 2014. La información detallada de estos ensayos se incluye en el Anexo A.

## 3.2. Caracterización de hormigones

En la presente investigación se determinaron las propiedades mecánicas de hormigones provenientes de las tres amasadas utilizadas para ejecutar el conjunto de vigas ensayadas.

### 3.2.1. Descripción del hormigón y las probetas ensayadas

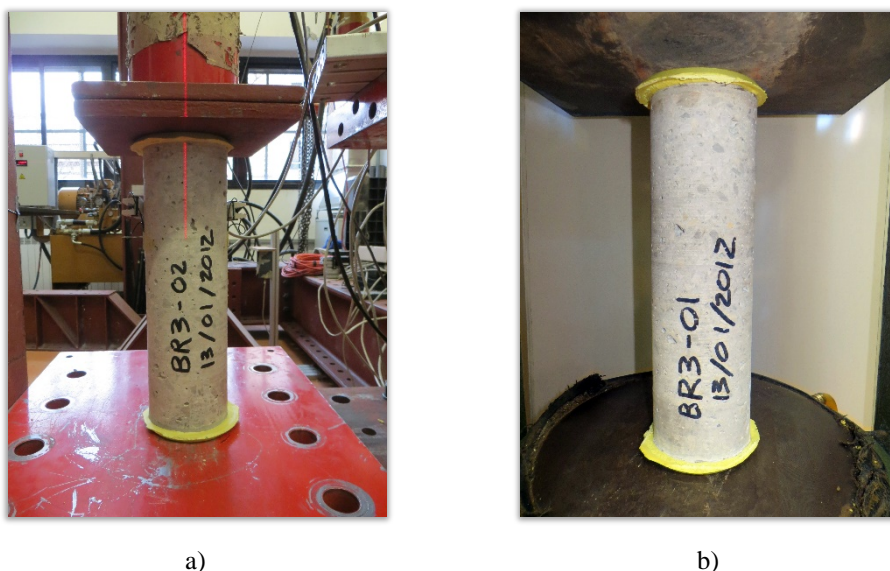
Todas las amasadas fueron proporcionadas por la empresa Hormigones Uniland y correspondieron a hormigones tipo HA-25 con cemento tipo CEM IIA 42,5R, consistencia fluida y tamaño máximo de árido 12mm.

Los especímenes ensayados consistieron en probetas cilíndricas de 96mm de diámetro y alturas comprendidas entre 255mm y 334mm. Estas piezas fueron obtenidas como testigos de las vigas ensayadas con anterioridad. Los testigos fueron extraídos mediante un taladro refrigerado con agua en zonas donde las vigas no presentaban fisuras, según lo establecido en EN 12504-1:2009 [82].

Los procesos de obtención de las probetas descritas anteriormente quedan recogidos y detallados en el apartado A.2.2 del Anexo A.

### 3.2.2. Ensayos realizados en el hormigón

Se llevaron a cabo dos tipos de ensayos normalizados. El primero fue un ensayo no destructivo para la determinación del módulo de elasticidad secante ( $E_c$ ) (Figura 3.1a), y el segundo un ensayo de compresión directa que permitió obtener la resistencia a compresión del hormigón ( $f_c$ ) (Figura 3.1b).



**Figura 3.1** Ensayos realizados en probetas de hormigón: a) determinación del módulo de elasticidad secante, b) determinación de la resistencia a compresión.



### 3.2.2.1. Ensayo de determinación del módulo de elasticidad secante

El ensayo de determinación del módulo de elasticidad secante del hormigón se realizó según lo establecido en UNE 83316:1996 [83]. Este ensayo consistió en la aplicación de tres ciclos de carga-descarga de una compresión centrada y el registro de las deformaciones del espécimen en cada etapa alcanzada.

Las deformaciones se obtuvieron en el punto central de dos directrices opuestas del cilindro de hormigón, mediante la lectura proporcionada por dos galgas extensométricas previamente instaladas y conectadas a un adquisidor de datos.

La aplicación de la carga fue ejecutada mediante control por fuerza, utilizando un actuador oleohidráulico de capacidad 250kN.

El apartado A.2.3.1 del Anexo A describe de forma más detallada los procesos seguidos para llevar a cabo este tipo de ensayo.

### 3.2.2.2. Ensayo de determinación de la resistencia a compresión

El ensayo de determinación de la resistencia a compresión del hormigón se realizó según lo establecido en EN 12390-3:2009 [84]. Este consistió en una compresión directa sobre la probeta cilíndrica de hormigón hasta alcanzar su colapso.

La aplicación de la carga se realizó mediante control por fuerza a una velocidad de 4000N/s, utilizando una prensa oleohidráulica con una capacidad de carga de 3000kN.

Información más detallada de este tipo de ensayo queda recogida en el apartado A.4.3.1 del Anexo A.

## 3.2.3. Resultados de los ensayos en hormigón

La Tabla 3.1 muestra el resumen de los resultados obtenidos en la campaña de caracterización de los hormigones utilizados en el presente estudio. En ella se incluye, en función de la amasada correspondiente, el promedio de los valores experimentales de la resistencia a compresión del hormigón ( $f_{cm}$ ) y del módulo de elasticidad secante ( $E_c$ ). Además, se incluye los resultados de ensayos de resistencia a compresión del hormigón a los 28 días ( $f_{cm,28}$ ) realizados por la empresa fabricante de las vigas en probetas cúbicas de 150x150mm, según lo expuesto por EN 12390-1:2012 [85], EN 12390-2:2009 [86] y EN 12390-3:2009 [84].

Comparando los resultados se puede observar una diferencia significativa entre los resultados experimentales y los proporcionados por el fabricante. Teniendo en cuenta que la edad media de las probetas ensayadas era de 341 días, el hecho que los resultados proporcionados por el fabricante sean superiores entra en contradicción con el comportamiento habitual del hormigón, cuya resistencia a compresión tiende a incrementarse con el paso del tiempo. Por esta razón, los datos utilizados en los posteriores estudios analíticos fueron los aportados por el fabricante.

<i>Amasada</i>	<i>Experimental</i>		<i>Fabricante</i>
	<i>Resistencia media a compresión</i>	<i>Módulo de elasticidad</i>	<i>Resistencia media a compresión 28 días</i>
	$f_{cm}$ (MPa)	$E_c$ (MPa)	$f_{cm,28}$ (MPa)
24/01/2012	40,8	33316	46,5
01/02/2012	-	-	42,4
09/02/2012	-	-	55,4

**Tabla 3.1** Promedio de los resultados obtenidos para las diferentes amasadas de hormigón ensayadas y resultados según fabricante.

### 3.3. Caracterización de barras corrugadas de acero

Con el objetivo de utilizar las propiedades mecánicas del acero de las barras corrugadas en posteriores estudios analíticos, se caracterizaron probetas de este material obtenidas del armado de vigas de HA previamente ensayadas.

#### 3.3.1. Descripción de las barras corrugadas de acero y las probetas ensayadas

Todas las armaduras de las vigas de hormigón ensayadas fueron del acero tipo B 500 SD. Las probetas fueron obtenidas como testigos de la armadura longitudinal superior de diferentes vigas reforzadas a flexión con *TRM* a posteriori de su colapso.

Las barras fueron cortadas mediante sierra radial en zonas donde el doblado del armado no influyera en las propiedades mecánicas del acero. Todos los especímenes ensayados presentaban un diámetro nominal de 10mm y una longitud comprendida entre 190mm y 327mm.

#### 3.3.2. Ensayos realizados en las barras corrugadas de acero

El objetivo de los ensayos realizados en barras corrugadas fue determinar las curvas tensión-deformación de las diferentes probetas y extraer de las mismas los valores de tensión de límite elástico  $f_{sy}$ , tensión última  $f_{su}$  y módulo de elasticidad longitudinal  $E_s$ . Estas curvas se obtuvieron mediante un ensayo normalizado de tracción directa de las probetas, según lo establecido en EN ISO 15630-1:2010 [87] y EN ISO 6892-1:2009 [88].

La aplicación de la carga fue ejecutada mediante control por fuerza a una velocidad de 500N/s con una prensa de ensayos servo hidráulica con capacidad carga de 250kN. Las deformaciones en los especímenes fueron registradas utilizando un extensómetro de 20mm de separación inicial y con una capacidad de lectura de  $\pm 4$ mm (Figura 3.2).

En el apartado A.3.3 del Anexo A se amplía la información referente a la ejecución de este tipo de ensayo.



**Figura 3.2** Ensayo realizado en barras corrugadas de acero.

### 3.3.3. Resultados de los ensayos en barras corrugadas de acero

La Tabla 3.2 muestra el resumen de los resultados obtenidos en la campaña de caracterización de las barras corrugadas de acero. En ella se incluye el promedio de los valores experimentales de tensión de límite elástico ( $f_{s,y}$ ), tensión última de rotura ( $f_{s,u}$ ) y módulo de elasticidad longitudinal ( $E_s$ ). Además, se incluye los valores mínimos de resistencia establecidos para las barras de acero B 500 SD según la normativa EN-10080:2006 [89].

<i>Experimental</i>			<i>Valores mínimos normativos</i>	
<i>Tensión de límite elástico</i>	<i>Tensión última de rotura</i>	<i>Módulo de elasticidad longitudinal</i>	<i>Tensión de límite elástico</i>	<i>Tensión última de rotura</i>
$f_{s,y}$ (MPa)	$f_{s,u}$ (MPa)	$E_s$ (GPa)	$f_{s,y}$ (MPa)	$f_{s,u}$ (MPa)
517,20	632,70	198,48	$\geq 500$	$\geq 575$

**Tabla 3.2** Promedio de los resultados obtenidos de las barras corrugadas de acero ensayadas y valores mínimos según normativa EN-10080:2006 [89].

Tal y como se puede observar en la Tabla 3.2, los resultados experimentales obtenidos cumplen con los requerimientos normativos y, por consiguiente, resultaron válidos para el desarrollo de los cálculos y modelos analíticos.

## 3.4. Caracterización de morteros

En la presente investigación se utilizaron 4 tipos de morteros como componentes en las diferentes combinaciones de TRM usadas para reforzar vigas de HA. Estos morteros constituyen la matriz del refuerzo, además de ser los encargados de adherirlo al sustrato de la estructura existente y ser capaces de transmitir las tensiones de un elemento a otro. Todos ellos fueron caracterizados con el objetivo de obtener sus propiedades mecánicas.

### 3.4.1. Descripción de los morteros y las probetas ensayadas

Las morteros estudiados son productos de base cementítica o puzzolánica específicamente diseñados para su aplicación en *TRM*. La mayoría de ellos presentan diferentes aditivos y fibras con el objetivo de maximizar las propiedades del refuerzo en base al tipo de fibra aplicada. A continuación se muestra una breve descripción de los 4 morteros utilizados en el presente trabajo:

- *Planitop HDM Maxi*

Designado como PHDM, es un material diseñado para aplicar en albañilería que se puede usar como mortero de relleno y de reparación de bóvedas, así como de matriz del refuerzo *TRM*. Es un mortero bicomponente basado en cementos de alta resistencia, al que se han añadido fibras de vidrio, áridos seleccionados y polímeros sintéticos en dispersión acuosa.

- *X Mesh M750*

Designado como XM750, este mortero está pensado para su aplicación en estructuras de hormigón. Se presenta como un mortero hidráulico de alta adherencia con fibras y adiciones especiales.

- *X Mesh M25*

Designado como XM25, es un mortero hidráulico puzzolánico con aditivos específicos, perfectamente compatible desde el punto de vista químico, físico y mecánico con las estructuras de obra de fábrica.

- *Bikain R3*

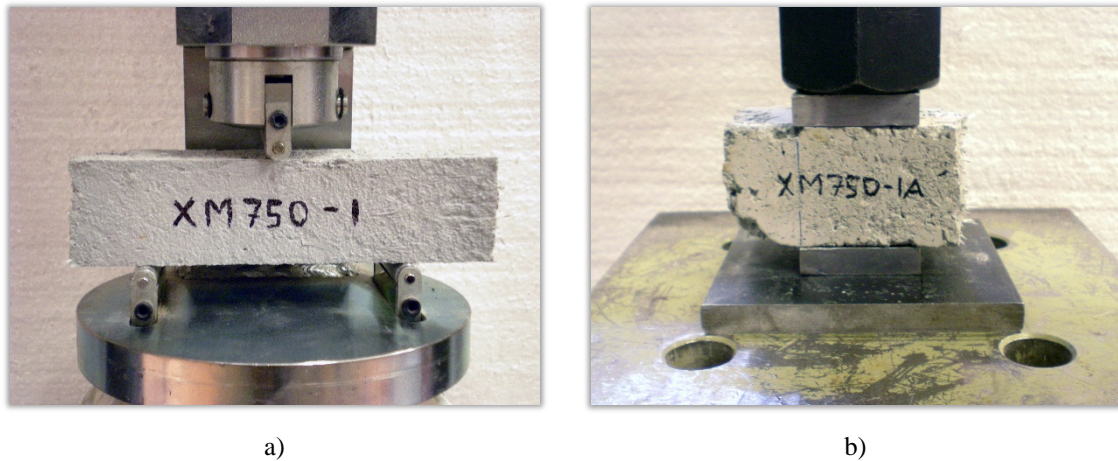
Designado como R3, es un material específicamente diseñado para la reparación estructural. Es un mortero hidráulico modificado con adiciones poliméricas, PCC.

Una descripción más extensa de estos morteros se muestra en el apartado A.4.1 del Anexo A.

Con el objetivo de determinar las propiedades mecánicas de estos materiales, para cada tipo de mortero, se fabricaron 12 probetas en moldes normalizados. Estas probetas presentaban una morfología prismática de dimensiones 160x40x40mm y fueron curadas en condiciones de laboratorio un mínimo de 28 días antes de ser ensayadas.

### 3.4.2. Ensayos realizados en los morteros

Se realizaron dos tipos de ensayos normalizados. El primero fue un ensayo a flexión con el objetivo de determinar la resistencia a flexión del mortero ( $f_{mx}$ ) (Figura 3.3a), y el segundo un ensayo de compresión directa que permitió obtener la resistencia a compresión del mortero ( $f_{mc}$ ) (Figura 3.3b).



**Figura 3.3** Ensayos realizados en probetas de mortero: a) determinación de la resistencia a flexión, b) determinación de la resistencia a compresión.

#### 3.4.2.1. Ensayo de determinación de la resistencia a flexión

El ensayo de determinación de la resistencia a flexión del mortero se realizó según lo establecido en EN 1015-11:2000 [90]. Este consistió en un ensayo a flexión a 3 puntos, con aplicación de la carga en el centro de la luz y una separación entre soportes de 100mm.

La aplicación de la carga fue ejecutada mediante control por fuerza a una velocidad de 10N/s con una prensa de ensayos electromecánica con capacidad de carga de 50kN.

Las dos partes resultantes del colapso de cada uno de los especímenes se utilizaron a posteriori en los ensayos de determinación de la resistencia a compresión del mortero.

En el apartado A.4.3.1 del Anexo A puede encontrarse una descripción más detallada del tipo de ensayo realizado.

#### 3.4.2.2. Ensayo de determinación de la resistencia a compresión

El ensayo de determinación de la resistencia a compresión del mortero se realizó según lo establecido en EN 1015-11:2000 [90]. Este consistió en un ensayo de compresión directa hasta rotura en cada una de las partes resultantes del colapso de las probetas sometidas al ensayo de flexión. La fuerza aplicada se distribuyó en una superficie de 40x40mm mediante placas normalizadas de acero.

La aplicación de la carga se realizó mediante control por fuerza a una velocidad de 350N/s, utilizando un actuador oleohidráulico de capacidad 100kN.

Información más detallada de este tipo de ensayo queda recogida en el apartado A.4.3.2 del Anexo A.

### 3.4.3. Resultados de los ensayos en morteros

La Tabla 3.3 muestra el resumen de los resultados obtenidos en la campaña de caracterización de los morteros utilizados en el presente estudio. En ella se incluye, en función del tipo de mortero, el promedio

de los valores experimentales de la resistencia a flexión ( $f_{mx}$ ) y de la resistencia a compresión del mortero ( $f_{mc}$ ). Además, se incluye los valores proporcionados por los respectivos fabricantes.

<i>Mortero</i>	<i>Experimental</i>		<i>Fabricante</i>	
	<i>Resistencia a flexión</i>	<i>Resistencia a compresión</i>	<i>Resistencia a flexión</i>	<i>Resistencia a compresión</i>
	$f_{mx}$ (MPa)	$f_{mc}$ (MPa)	$f_{mx}$ (MPa)	$f_{mc}$ (MPa)
PHDM	10,58	36,23	>8	>25
XM750	10,38	28,61	3,5	29
XM25	7,38	20,38	7,5	38
R3	8,38	22,86	-	-

**Tabla 3.3** Promedio de los resultados obtenidos en los morteros ensayados y valores proporcionados por los fabricantes.

Comparando los resultados, se puede observar alguna diferencia significativa entre los resultados experimentales y los proporcionados por el fabricante, especialmente en los casos de la resistencia a flexión del mortero XM750 y la resistencia a compresión del mortero XM25. En el primero de los casos, el valor experimental es significativamente superior al proporcionado por la empresa. En cambio, en el segundo la tendencia es la opuesta, siendo el valor experimental un 46% inferior al valor suministrado por el fabricante. Cabe destacar que este hecho puede conllevar un diseño estructural por el lado de la inseguridad, comprometiendo la integridad del elemento resistente.

### 3.5. Caracterización de tejidos

Los tejidos de fibras representan el elemento resistente del material compuesto *TRM*. Sus características mecánicas dependen principalmente de la cantidad de fibras que contienen, *i.e.* su densidad lineal de masa (registrada en gramos cada 1000m o tex), así como su orientación, tamaño, organización geométrica y tipo de material.

En los materiales compuestos, las fibras son las encargadas de resistir y redistribuir las tensiones a que están sometidos. Estos filamentos presentan una elevada capacidad portante a tracción en la dirección paralela a su orientación principal. En materiales tipo *FRP*, las fibras constituyen un elemento continuo de diámetro 5-25 $\mu$ m embebido en una matriz polimérica. En cambio, en el caso del *TRM*, los filamentos se agrupan en mechones donde la transmisión de esfuerzos se ve influenciada por la fricción entre ellos. Estos filamentos deben estar ensamblados, entrelazados o depositados en una malla auxiliar que fije los mechones con el objetivo de obtener un tejido resistente [91]. Habitualmente, los mechones se distribuyen bidireccionalmente en una malla ortogonal, ofreciendo capacidad resistente en dos direcciones.

La eficacia del tejido en un refuerzo *TRM* se ve influenciada por la posibilidad que tengan de trabajar todas las fibras de forma uniforme. Häußler-Combe y Harting [92] pusieron de relevancia que no es posible alcanzar las máximas prestaciones mecánicas de los tejidos en un sistema de refuerzo *TRM*, debido a que solo los filamentos exteriores pueden desarrollar una completa transmisión de las tensiones.

Este hecho está relacionado directamente con la capacidad de impregnación que tiene la matriz inorgánica en los mechones.

Es este apartado se describe la campaña de caracterización de los tejidos resistentes llevada a cabo y los resultados obtenidos de la misma.

### **3.5.1. Descripción de los tejidos y las probetas ensayadas**

En el presente trabajo se utilizaron 6 tipos de tejidos resistentes, todos ellos diseñados para el refuerzo de estructuras de hormigón y/o mampostería. A continuación se muestra una breve descripción de todos ellos:

- *Fidsteel 3x2-B 4-12-500 Hardwire*

Designado como A4, es un tejido unidireccional formado por cordones de acero con alto contenido de carbono recubiertos por una fina capa de latón. Los cordones están fijados por una malla auxiliar de polímero termoestable y están distribuidos a razón de 4 unidades cada 2,5cm.

- *Fidsteel 3x2-B 12-12-500 Hardwire*

Designado como A12, es un tejido unidireccional formado por el mismo tipo de cordón que el *Fidsteel 3x2-B 4-12-500 Hardwire*, pero dispuestos con una menor separación entre ellos, a razón de 12 unidades cada 2,5cm.

- *Fidbasalt Grid 300 C95*

Designado como B, es un tejido bidireccional formado por mechones de fibras de basalto producidas a partir de la fusión y posterior hilatura de rocas volcánicas. Los mechones están fijados mediante el termo-soldado de una malla auxiliar de poliéster que previene su deshilachado y da consistencia al tejido.

- *X Mesh C10*

Designado como C, es un tejido bidireccional formado por mechones de fibra de carbono termo-soldados a una red auxiliar de poliéster. Esta malla resistente está específicamente diseñada para ser aplicada conjuntamente con el mortero X Mesh M25.

- *X Mesh Gold*

Designado como P, es un tejido bidireccional formado por mechones de fibra de Poliparafenil benzobisoxazol (*PBO*) termo-soldados a una red auxiliar de poliéster. Este tipo de tejido ha sido desarrollado como refuerzo externo de estructuras de hormigón armado o pretensado y está específicamente diseñado para ser aplicado conjuntamente con el mortero X Mesh M750.

- *Mapegrid G220*

Designado como V, es un tejido bidireccional formado por mechones de fibra de vidrio resistente a los álcalis (*AR-Glass*) recubiertos por una capa polimérica. Esta malla resistente está específicamente diseñada para ser aplicada conjuntamente con el mortero Planitop HDM Maxi.

Una descripción más extensa de los tejidos utilizados se muestra en el apartado A.5.1 del Anexo A.

Se fabricaron, para cada tipo de tejido, 3 probetas de 500mm de longitud y un ancho comprendido entre 30mm y 40mm. Con el objetivo de compatibilizar los especímenes con el sistema de fijación del ensayo, *i.e.* mordazas de apriete neumático, se adhirieron dos pletinas de aluminio en ambos extremos de las probetas. Estas pletinas presentaban unas dimensiones de 50x40mm y se fijaron al tejido por ambos lados mediante el uso de resinas epóxicas, dejando una longitud libre de malla de 400mm. Para más detalles de la elaboración de las probetas de tejido, consultar el apartado A.5.2 del Anexo A.

### 3.5.2. Ensayos realizados en los tejidos

El objetivo de los ensayos realizados en los tejidos fue determinar las curvas tensión-deformación de los diferentes tipos de mallas y extraer de las mismas los valores de resistencia última a tracción  $f_{tex,u}$ , módulo de elasticidad  $E_{tex}$  y deformación última  $\varepsilon_{tex,u}$ . Estas curvas se obtuvieron mediante un ensayo de tracción directa en las probetas preparadas con anterioridad (Figura 3.4).

De acuerdo con los criterios definidos por Larrinaga [57], la aplicación de la carga fue ejecutada mediante control por desplazamiento a una velocidad de 2mm/min con una prensa de ensayos electromecánica de 50kN de capacidad de carga. Se instrumentaron los tejidos con un transductor de desplazamiento de alta precisión de 20mm de recorrido, que registró el alargamiento de las probetas en el ámbito de la longitud libre entre fijaciones.

En el apartado A.5.3 del Anexo A se detalla con exactitud el procedimiento de ensayo llevado a cabo.



**Figura 3.4** Ensayo realizado en los tejidos resistentes.

### 3.5.3. Resultados de los ensayos en tejidos

La Tabla 3.4 muestra el resumen de los resultados obtenidos en la campaña de caracterización de los tejidos resistentes. En ella se incluye el promedio de los valores experimentales de resistencia última a tracción ( $f_{tex,u}$ ), módulo de elasticidad ( $E_{tex}$ ) y deformación última ( $\varepsilon_{tex,u}$ ). Además, se incluye los valores proporcionados por los respectivos fabricantes.



Tejido	<i>Experimental</i>			<i>Fabricante</i>		
	<i>Resistencia última</i>	<i>Módulo de elasticidad</i>	<i>Deformación última</i>	<i>Resistencia última</i>	<i>Módulo de elasticidad</i>	<i>Deformación última</i>
	$f_{tex,u} (MPa)$	$E_{tex} (GPa)$	$\epsilon_{tex,u} (\%)$	$f_{tex,u} (MPa)$	$E_{tex} (GPa)$	$\epsilon_{tex,u} (\%)$
A4	2051,07	129,98	1,66	3070	190	1,60
A12	2399,12	113,84	2,52	3070	190	1,60
B	416,61	63,23	1,22	1735	90	1,93
C	448,80	113,36	0,59	-	-	-
P	3393,56	156,66	2,19	5800	-	-
V	779,74	75,37	1,10	1071	-	-

**Tabla 3.4** Promedio de los resultados obtenidos en los tejidos ensayados y valores proporcionados por los fabricantes.

Como tendencia general se observa que los valores experimentales obtenidos son inferiores a los proporcionados por los diferentes fabricantes. En especial cabe destacar el caso del tejido de fibras de basalto (B), cuyo valor experimental de resistencia última fue un 76% inferior al suministrado por la empresa comercializadora.

Con el objetivo de cuantificar las diferencias de comportamiento mecánico entre los filamentos y las mallas, se definen los coeficientes de eficiencia  $k_{\infty(exp)}$  (Ec. 3.1) y  $k_{\infty(fab)}$  (Ec. 3.2), que relacionan las resistencias últimas de los tejidos, experimentales ( $f_{tex,u(exp)}$ ) y proporcionadas por el fabricante ( $f_{tex,u(fab)}$ ), respectivamente, con las resistencias últimas a tracción de las fibras ( $f_{fib,u}$ ), valores incluidos de la Tabla A.16 a la Tabla A.21:

$$k_{\infty(exp)} = \frac{f_{tex,u(exp)}}{f_{fib,u}} \quad 3.1$$

$$k_{\infty(fab)} = \frac{f_{tex,u(fab)}}{f_{fib,u}} \quad 3.2$$

La Tabla 3.5 muestra para cada tejido estudiado el coeficiente de eficiencia  $k_{\infty(i)}$  correspondiente. En ella se puede confirmar que en todos los casos, exceptuando el PBO, la eficiencia es inferior a 1. En particular, los tejidos que muestran los valores más bajos son los de fibras de basalto y carbono. En el resto de tejidos, la eficiencia experimental de los tejidos respecto las fibras está comprendida entre 0,30 y 0,75. En el caso de los valores proporcionados por los fabricantes, la eficiencia se muestra ligeramente superior, con valores comprendidos entre 0,41 y 0,96.

Tejido	$k_{\infty(exp)}$	$k_{\infty(fab)}$
A4	0,64	0,96
A12	0,75	0,96
B	0,14	0,56
C	0,09	-
P	0,59	1,00
V	0,30	0,41

**Tabla 3.5** Valores de  $k_{\infty(exp)}$  y  $k_{\infty(fab)}$  para cada tipo de tejido.

Resultados más detallados, así como observaciones y conclusiones relativas a la caracterización de tejidos, se encuentran incluidos en el apartado A.5.4 del Anexo A.

### 3.6. Caracterización del *TRM*

El *TRM* es un material ideado para trabajar principalmente a tracción. Bajo este tipo de esfuerzos, presenta un comportamiento significativamente no lineal debido al desarrollo de fisuras en la matriz cementítica antes de alcanzar la deformación última del tejido resistente [93,94] (Figura 3.5). Una vez fisurado, el tejido interno es el responsable de transmitir y resistir las tracciones a les que está sometido el material compuesto.

En el presente apartado se describe la campaña experimental de caracterización realizada sobre las diferentes combinaciones de *TRM* utilizadas como refuerzos estructurales en vigas de HA.

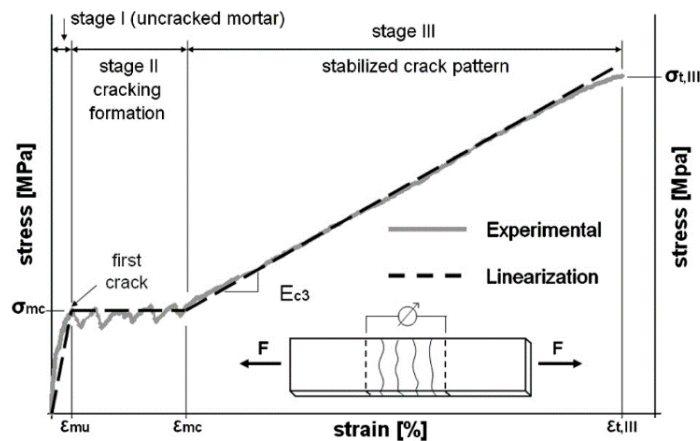


Figura 3.5 Comportamiento real e ideal del *TRM* sometido a tracción descrito por Larrinaga *et al.* [93].

#### 3.6.1. Descripción de las combinaciones de *TRM* y las probetas ensayadas

En el presente trabajo se estudiaron 6 tipos de *TRM* con diferentes combinaciones de componentes. En tres de los casos, el tejido y el mortero correspondientes fueron suministrados por una empresa como productos asociados, *i.e.* los morteros fueron específicamente diseñados con la malla suministrada. En los otros casos, ambos componentes fueron suministrados independientemente por empresas diferentes. La Tabla 3.6 resume las combinaciones utilizadas, así como la designación del *TRM* resultante.

<i>Tejido</i>	<i>Matriz</i>	<i>Designación TRM</i>	<i>Combinación Matriz-Tejido<sup>(*)</sup></i>
Fidsteel 3x2-B 4-12-500 Hardwire	Bikain R3	A4R3	NC
Fidsteel 3x2-B 12-12-500 Hardwire	Bikain R3	A12R3	NC
Fidbasalt Grid 300 C95	Bikain R3	BR3	NC
X Mesh C10	X Mesh M25	CXM25	C
X Mesh Gold	X Mesh M750	PXM750	C
Mapegrid G220	Planitop HDM Maxi	VPHDM	C

<sup>(\*)</sup> C=refuerzo *TRM* comercial; NC=refuerzo *TRM* no comercial.

**Tabla 3.6** Combinaciones de *TRM* estudiadas.

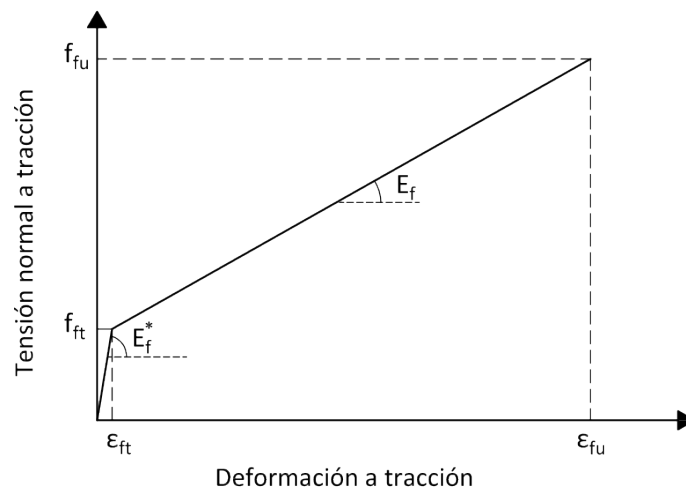
Para cada tipo de *TRM* estudiado se fabricaron 2 probetas rectangulares de 400mm de longitud con una sección transversal  $32 \times 6 \text{ mm}^2$ . Cada probeta incorporó internamente una capa de tejido que cubría totalmente la superficie del espécimen. Con el objetivo de forzar el fallo de los especímenes lejos del ámbito de la fijación de los mismos, en algunos casos se añadió en ambos extremos de las probetas una capa adicional de refuerzo de dimensiones  $70 \times 30 \text{ mm}^2$ . En este mismo sentido, se instalaron en los extremos de los especímenes dos láminas elastoméricas de  $60 \times 40 \times 3 \text{ mm}^3$  en ambos lados de la probeta, con el propósito de no dañar el mortero en la zona de sujeción. Para más detalles de la elaboración de las probetas de *TRM*, consultar el apartado A.6.2 del Anexo A.

### 3.6.2. Ensayos realizados en el *TRM*

De acuerdo a las prescripciones de la directriz AC434 [95], la guía de diseño ACI 549.4R-13 [81] y los trabajos realizados por Larrinaga [57] y Arboleda [96], se diseñó una campaña experimental basada en ensayos de tracción directa hasta rotura de los especímenes, con el objetivo de obtener las propiedades mecánicas según la curva tensión-deformación ideal de un espécimen de *TRM* (Figura 3.6).

Las propiedades mecánicas que definen el comportamiento del material compuesto tienen características diferenciadas, según si la matriz cementítica está fisurada o sin fisurar. Todas ellas se presentan a continuación:

- Tensión y deformación en el punto de transición en el momento de la aparición de la primera fisura ( $f_{ft}$  y  $\epsilon_{ft}$ , respectivamente).
- Resistencia última a tracción ( $f_{fu}$ ).
- Deformación última ( $\epsilon_{fu}$ ).
- Módulo de elasticidad longitudinal del espécimen sin fisurar ( $E_f^*$ ).
- Módulo de elasticidad longitudinal del espécimen fisurado ( $E_f$ ).



**Figura 3.6** Curva tensión-deformación ideal de un espécimen de *TRM* sometido a esfuerzos normales de tracción.

Con el objetivo de determinar la curva tensión-deformación y obtener las propiedades mecánicas anteriormente expuestas, se sometieron a un ensayo de tracción los especímenes elaborados con anterioridad (Figura 3.7). Las probetas fueron fijadas utilizando mordazas de apriete mecánico y la aplicación de la carga fue ejecutada mediante control por desplazamiento a una velocidad de 0,5mm/min con una prensa de ensayos electromecánica de 10kN de capacidad de carga. Durante el ensayo, se registraron las deformaciones en el centro de los especímenes mediante una galga extensométrica previamente instalada. Para una mayor información sobre los procedimientos de ensayo realizados, consultar el apartado A.6.3 del Anexo A.



**Figura 3.7** Ensayo realizado en las probetas de *TRM*.

### 3.6.3. Resultados de los ensayos en tejidos

La Tabla 3.7 muestra el resumen de los resultados obtenidos en la campaña de caracterización de los diferentes tipos de *TRM* estudiados. En ella se incluye el promedio de los valores de tensión en el punto de transición ( $f_{ft}$ ), módulo de elasticidad longitudinal del espécimen sin fisurar ( $E_f^*$ ), deformación en el punto de transición ( $\epsilon_{ft}$ ), resistencia última a tracción ( $f_{fu}$ ), módulo de elasticidad longitudinal del espécimen fisurado ( $E_f$ ) y deformación última ( $\epsilon_{fu}$ ).

Debido al hecho que los fabricantes no proporcionan datos sobre las características mecánicas del material compuesto, con el propósito de comparar los valores experimentales de la presente investigación, en la Tabla 3.8 se incluye los resultados obtenidos de ensayos de caracterización de probetas de *TRM* con las mismas combinación de mortero y tejido realizados en trabajos similares (Larrinaga [57] y Arboleda [96]).

<i>TRM</i>	$f_t$ (MPa)	$E_f^*$ (GPa)	$\varepsilon_t$ (%)	$f_{tu}$ (MPa)	$E_f$ (GPa)	$\varepsilon_{tu}$ (%)
A4R3	82,36	109,20	0,07	499,79	33,53	1,11
A12R3	28,19	211,80	0,01	433,91	86,55	0,53
BR3	93,12	206,28	0,05	518,42	36,77	1,06
CXM25	141,52	141,24	0,09	685,06	48,30	1,06
PXM750	397,28	130,21	0,29	2073,71	56,58	3,04
VPHDM	180,27	135,83	0,12	410,82	38,22	0,66

**Tabla 3.7** Promedio de los resultados obtenidos de los ensayos en *TRM*.

<i>TRM</i>	$f_t$ (MPa)	$E_f^*$ (GPa)	$\varepsilon_t$ (%)	$f_{tu}$ (MPa)	$E_f$ (GPa)	$\varepsilon_{tu}$ (%)
A4R3 <sup>(1)</sup>	-	-	0,06	2959,00	-	2,76
BR3 <sup>(1)</sup>	-	-	0,03	921,00	48,00	1,36
CXM25 <sup>(2)</sup>	458,00	512,00	0,10	1031,00	80,00	1,00
PXM750 <sup>(2)</sup>	375,00	1805,00	0,02	1664,00	128,00	1,76

<sup>(1)</sup> Larrinaga [57]. Probetas de 100mm de ancho y fijación con mordazas.

<sup>(2)</sup> Arboleda [96]. Probetas de 50mm de ancho y fijación con grilletes.

**Tabla 3.8** Resumen de los resultados obtenidos en otras investigaciones de ensayos en probetas de *TRM*.

Comparando los valores de la Tabla 3.7 con los de la Tabla 3.8, se constata como, de forma general, los resultados obtenidos en investigaciones realizadas por otros autores fueron superiores a los registrados en el presente trabajo. Solo en el caso del *TRM* tipo PXM750, los valores de resistencia última a tracción ( $f_{tu}$ ) y deformación última ( $\varepsilon_{tu}$ ) fueron superiores a los registrados por Arboleda [96]. Estas diferencias pueden ser debidas a múltiples factores, tales como el ancho de la probeta, el tipo de fijación a la prensa, los procedimientos de elaboración de los especímenes o el tipo y el tiempo de curado de la matriz de mortero antes de ser ensayada.

Por otro lado, Hegger y Voss [45] determinaron que, factores como el tipo de atado de los mechones, la cuantía de fibras, la orientación del tejido y la impregnación influían en el comportamiento resistente del *TRM*, hacían disminuir la capacidad última del material compuesto respecto la propia resistencia del tejido. Con este análisis, y centrándose en la correspondencia entre la cantidad de fibras del tejido y la capacidad de impregnación de la matriz, se evaluó el coeficiente de eficiencia  $k_1$  que relaciona las resistencias últimas a tracción del tejido y del propio material compuesto *TRM* (Ec. 3.3):

$$k_1 = \frac{f_{fu}}{f_{tex,u} k_{0,\alpha} k_2} \quad 3.3$$

Donde  $f_{fu}$  es la resistencia última a tracción del *TRM* (Tabla 3.7),  $f_{tex,u}$  es la resistencia última a tracción del tejido (Tabla 3.4),  $k_{0,\alpha}$  es un coeficiente que tiene en cuenta la orientación de los mechones respecto la dirección de la aplicación de la carga (adopta el valor 1 cuando las fibras están orientadas de forma

paralela a la tracción aplicada) y  $k_2$  es un coeficiente de minoración en caso de cargas biaxiales (en caso de ensayos con aplicación de fuerza uniaxial este coeficiente toma por valor 1).

Con el objetivo de comparar el comportamiento mecánico de los tejidos en el interior de una matriz cementítica, la Tabla 3.9 muestra los valores del coeficiente de eficiencia  $k_1$  para los diferentes tipos de *TRM* ensayados. Además, se incluye los valores de  $k_1$  calculados a partir de los datos experimentales obtenidos de los ensayos en tejidos y refuerzos *TRM* realizados en investigaciones similares [57].

<i>TRM</i>	<i>Coeficiente <math>k_1</math></i>	
	<i>Presente investigación</i>	<i>Otras investigaciones</i>
A4R3	0,24	0,93 <sup>(1)</sup>
A12R3	0,18	-
BR3	1,24	1,82 <sup>(1)</sup>
CXM25	1,53	-
PXM750	0,61	-
VPHDM	0,53	-

<sup>(1)</sup> Larrinaga [57]. Probetas de 100mm de ancho y fijación con mordazas.

**Tabla 3.9** Valores de  $k_1$  obtenidos en la presente investigación y en otras investigaciones similares.

Analizando los resultados de la Tabla 3.9, se puede observar como las probetas reforzadas con tejidos de acero obtuvieron una eficiencia por debajo del 25%, debido a la baja capacidad de impregnación del mortero R3 en este tipo de mallas. Por el contrario, los especímenes reforzados con tejidos de fibras de basalto y carbono desarrollaron un coeficiente de eficiencia superior a 1. Este hecho indica que la configuración del ensayo de caracterización de las propiedades mecánicas de los tejidos no fue la adecuada para este tipo de mallas. Por último, los tejidos de fibras de *PBO* y vidrio muestran un valor de  $k_1$  en la línea de los obtenidos por Hegger y Voss [45], comprendidos entre 0,25 y 0,66. Finalmente, se observa como los coeficientes de eficiencia  $k_1$  calculados de acuerdo a los resultados obtenidos por otros autores son superiores a los obtenidos en la campaña experimental llevada a cabo, siendo en algún caso superiores a la unidad.

Resultados más detallados, así como observaciones y conclusiones relativas a la caracterización de las diferentes combinaciones estudiadas de *TRM*, se encuentran incluidos en el apartado A.6.4 del Anexo A.

## **Capítulo 4. Estudios previos en viguetas prefabricadas de hormigón reforzadas a flexión con *TRM***

### **4.1. Introducción**

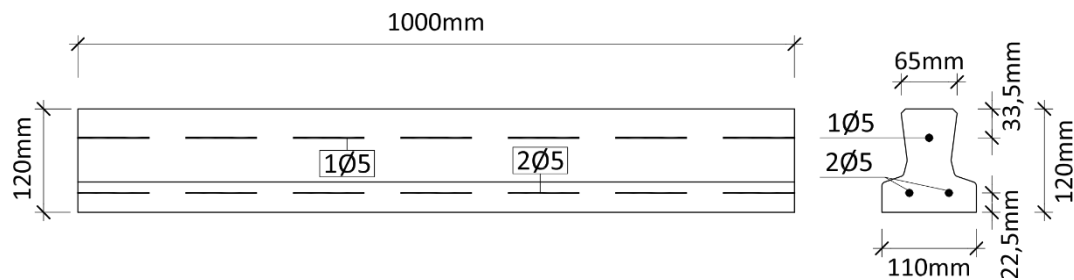
Antes de iniciar las principales campañas experimentales que constituyen el cuerpo del presente trabajo, se decidió realizar una campaña exploratoria de aproximación a la técnica de estudio, consistente en el ensayo de viguetas prefabricadas de hormigón armado pretensado reforzadas a flexión con diferentes tipos de *TRM*. El objetivo de estos ensayos fue obtener unos resultados experimentales preliminares y unas conclusiones derivadas de los mismos que ayudaran a decidir qué tipos de *TRM* se utilizarían en las campañas de refuerzo a flexión de vigas a escala real de hormigón armado.

En el capítulo en curso se describen los elementos estructurales utilizados, *i.e.* geometría de las viguetas y materiales constituyentes, los diferentes refuerzos *TRM* aplicados, los métodos de ensayo, los resultados obtenidos y las conclusiones derivadas de todo el proceso.

Todos los ensayos tuvieron lugar en los laboratorios LITEM-RMEE-UPC entre febrero y marzo del 2012. Información más detallada de esta campaña experimental queda recogida en el Anexo B.

### **4.2. Descripción de las viguetas y los refuerzos utilizados**

En la presente campaña experimental se ensayaron 11 viguetas, diez de ellas previamente reforzadas a flexión con diferentes tipos de *TRM*. Las viguetas prefabricadas presentaban una sección tipo T invertida y una longitud de 1000mm. Fueron ejecutadas con hormigón HP-43/P/12/IIA y disponían de un armado longitudinal consistente en tres barras pretensadas Ø5mm, dos dispuestas en la cara inferior y una en la superior (Figura 4.1). En todos los casos, el acero fue del tipo Y 1860 C II.



**Figura 4.1** Geometría y armado de las viguetas.

Las viguetas fueron suministradas por la empresa Prefabricats Lomar S.L. bajo la nomenclatura de vigueta semiresistente T-12. Las características mecánicas de los materiales según fabricante se incluyen en la Tabla 4.1.

<i>Resistencia característica del hormigón a compresión</i>	<i>Resistencia característica del acero pretensado</i>
$f_{ck}$ (MPa)	$f_{pk}$ (MPa)
43	1664

**Tabla 4.1** Propiedades mecánicas del hormigón y el acero de las viguetas según fabricante.

Se reforzaron a flexión diez viguetas con cinco combinaciones de tejidos y morteros. La designación de los especímenes fue en función de estas combinaciones, siguiendo la nomenclatura AB-C, donde A es el tipo de tejido aplicado, B es el tipo de mortero utilizado como matriz y C representa la repetición de ensayo para un mismo tipo de refuerzo (Tabla 4.2). En el caso de la viga sin reforzar, la designación fue CONTROL. Las propiedades mecánicas de los sistemas de refuerzo *TRM*, así como las propias de los tejidos, fibras y morteros utilizados se pueden consultar en los apartados A.4, A.5 y A.6 del Anexo A.

<i>Tejido</i>	<i>Mortero</i>	<i>Especímen</i>
A4	R3	A4R3-01
A4	R3	A4R3-02
A12	R3	A12R3-01
A12	R3	A12R3-02
C	XM25	CXM25-01
C	XM25	CXM25-02
P	XM750	PXM750-01
P	XM750	PXM750-02
V	PHDM	VPHDM-01
V	PHDM	VPHDM-02
-	-	CONTROL

**Tabla 4.2** Nomenclatura de las viguetas ensayadas en función del tipo de *TRM* aplicado.

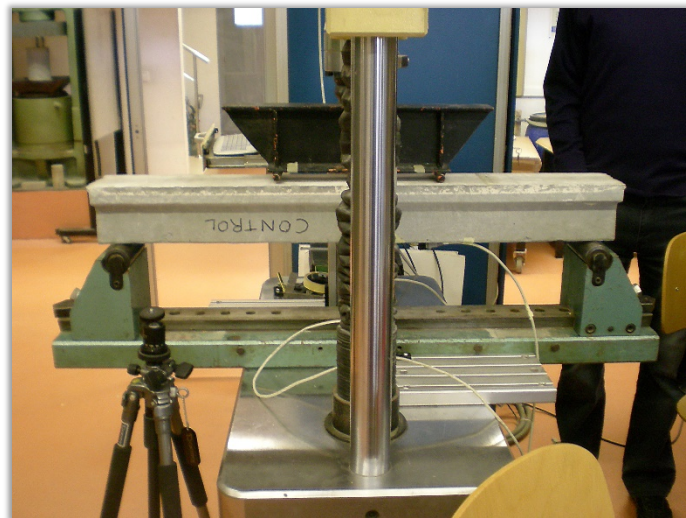
Con el propósito de alcanzar las cargas que agotaran la capacidad estructural de las viguetas, los especímenes fueron ensayados girados 180° respecto su momento de inercia mayor. Previamente, los refuerzos fueron aplicados a lo largo cara más traccionada de las viguetas durante el proceso de carga.



La información detallada del proceso de aplicación del refuerzo puede encontrarse en el apartado B.3.2 del Anexo B.

### 4.3. Método experimental

Las viguetas fueron sometidas a ensayos de flexión a cuatro puntos. Los apoyos consistieron en cilindros metálicos con el giro no restringido separados 900mm entre sí. La carga se aplicó en dos puntos separados 300mm mediante una viga de reparto metálica. Esta carga se aplicó de forma centrada, estando cada punto de aplicación a una distancia de 150mm del centro del espécimen (Figura 4.2).



**Figura 4.2** Geometría y armado de las viguetas.

La aplicación de la carga fue ejecutada mediante control por desplazamiento a una velocidad de 1mm/min con una prensa de ensayos electromecánica de 50kN de capacidad. Se registraron de forma continua los desplazamientos verticales de la sección central mediante un potenciómetro instalado en ambos lados de la viga. Además, se capturaron las deformaciones de la cara más traccionada de los especímenes mediante la colocación de una galga extensométrica en el centro de las vigas. Información más detallada sobre la configuración y los procedimientos de ensayo, y los sensores utilizados, puede encontrarse en los apartados B.4.1, B.4.2 y B.4.3 del Anexo B.

### 4.4. Resultados y discusión

A continuación se resumen los resultados de los ensayos realizados. Las viguetas reforzadas, así como la de control, desarrollaron tres tipos de colapsos diferentes (Figura 4.3):

- Fallo a flexión por plastificación o deslizamiento del armado inferior, y posterior ruptura del tejido o aplastamiento de la cabeza de compresiones.
- Fallo a cortante y posterior despegue del *TRM*.
- Fallo por despegue del *TRM* en una fisura intermedia de flexión.

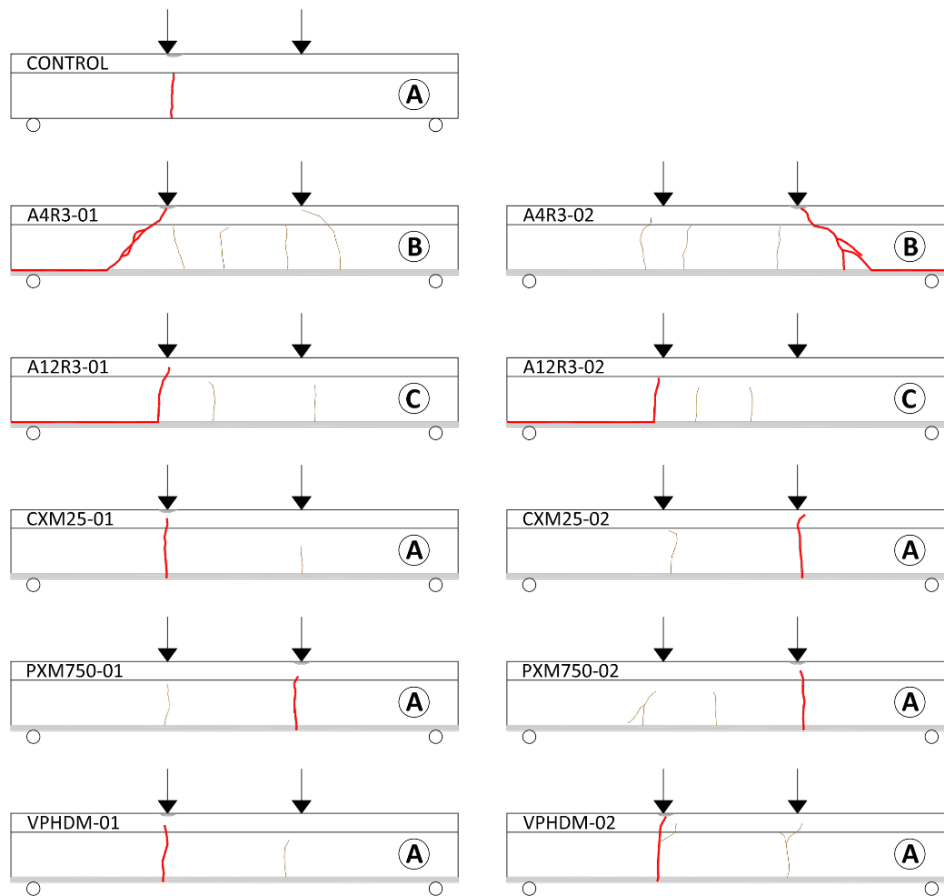


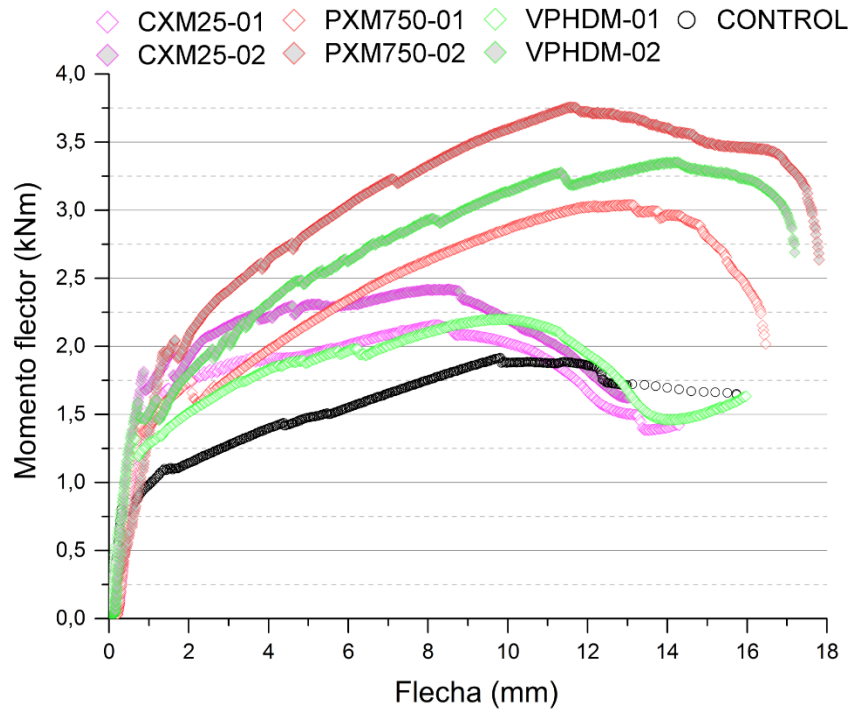
Figura 4.3 Modos de fallo de las viguetas ensayadas.

La Tabla 4.3 muestra los valores de momento flector de plastificación ( $M_{y,exp}$ ), momento flector último ( $M_{u,exp}$ ), la flecha en el instante de alcanzar el momento último ( $\delta_{u,exp}$ ), el espesor medio del refuerzo TRM ( $g$ ) y los modos de fallo correspondientes desarrollados por las vigas. Además, en las dos últimas columnas se incluyen los incrementos porcentuales de las viguetas reforzadas respecto la de control, referente al momento de plastificación ( $\Delta M_{y,exp}$ ) y momento último ( $\Delta M_{u,exp}$ ).

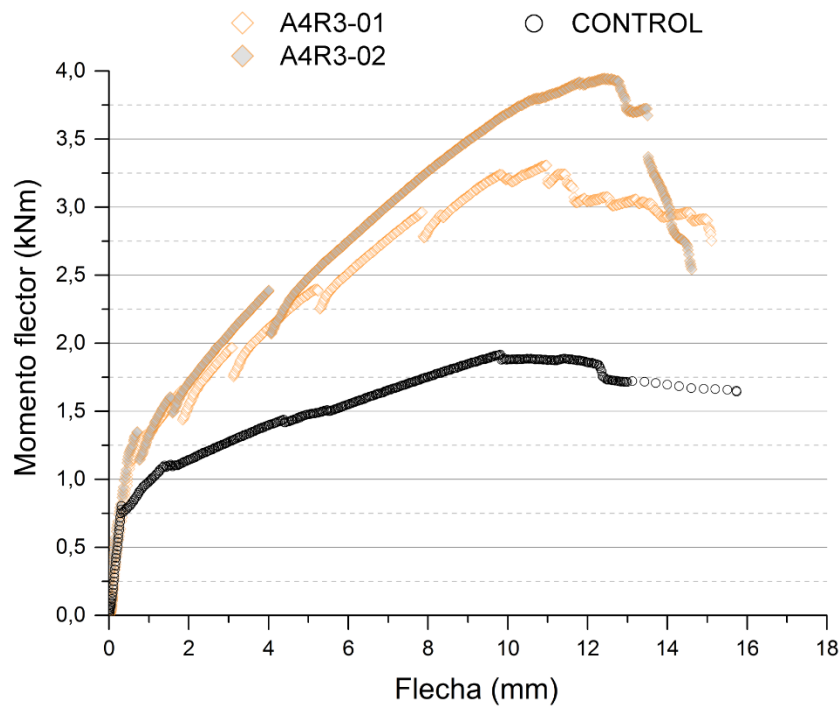
Espécimen	$M_{y,exp}$ (kNm)	$M_{u,exp}$ (kNm)	$\delta_{u,exp}$ (mm)	$g$ (mm)	Nº mechones/ cordones TRM	Modo de fallo	$\Delta M_{y,exp}$ (%)	$\Delta M_{u,exp}$ (%)
CONTROL	0,79	1,92	9,83	-	-	A	-	-
A4R3-01	1,09	3,31	10,97	7	9	B	37,97	72,40
A4R3-02	1,16	3,95	12,44	7	9	B	46,84	105,73
A12R3-01	1,48	2,78	4,24	6	25	C	87,34	44,79
A12R3-02	1,94	3,56	14,83	11	25	C	145,57	85,42
CXM25-01	1,49	2,16	8,27	8	7	A	88,61	12,50
CXM25-02	1,80	2,42	8,36	10	7	A	127,85	26,04
PXM750-01	1,30	3,04	13,11	8	6	A	64,56	58,33
PXM750-02	1,95	3,76	11,61	10	6	A	146,84	95,83
VPHDM-01	1,06	2,20	9,58	4	3	A	34,18	14,58
VPHDM-02	1,57	3,36	14,31	7	3	A	98,73	75,00

Tabla 4.3 Resultados de los ensayos en viguetas.

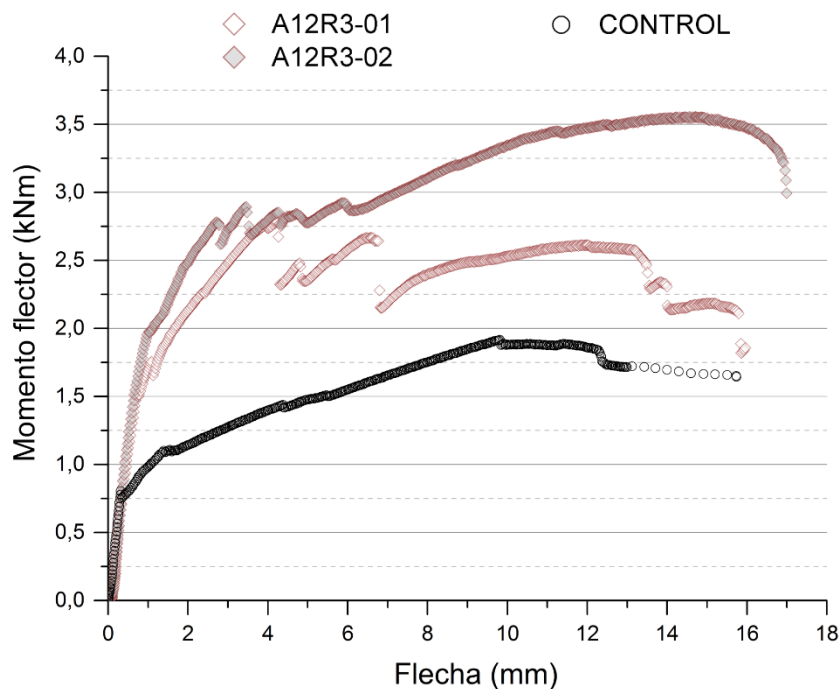
Las siguientes imágenes (Figura 4.4 - Figura 4.6) muestran la relación momento flector-flecha de las diferentes viguetas reforzadas con *TRM* y ensayadas, según el modo de fallo que desarrollaron. En todas las figuras se incluye también la viga sin reforzar (CONTROL).



**Figura 4.4** Relación momento flector-flecha de las viguetas reforzadas que desarrollaron un modo de fallo A (se incluye el espécimen sin reforzar).



**Figura 4.5** Relación momento flector-flecha de las viguetas reforzadas que desarrollaron un modo de fallo B (se incluye el espécimen sin reforzar).



**Figura 4.6** Relación momento flector-flecha de las viguetas reforzadas que desarrollaron un modo de fallo C (se incluye el espécimen sin reforzar).

Analizando los resultados obtenidos, se puede afirmar que todos los especímenes reforzados alcanzaron valores superiores de momento flector de plastificación ( $M_{y,exp}$ ) y momento flector último ( $M_{u,exp}$ ) a los de la viga de control. Los especímenes A4R3 fueron los que desarrollaron un momento flector último ( $M_{u,exp}$ ) mayor (Tabla 4.3 y Figura 4.5), con un incremento medio del 89,07% respecto de la vigueta sin reforzar. Además, estos especímenes no alcanzaron su máxima capacidad a flexión debido a que su colapso se produjo por un fallo a cortante con un posterior despegue del refuerzo en la interfase tejido-mortero (Figura 4.3). En la misma línea, los otros especímenes reforzados con tejidos de alambres de acero (A12R3) tampoco alcanzaron su máxima capacidad a flexión. Estas viguetas fallaron por despegue del refuerzo en una fisura intermedia de flexión (Figura 4.3), también en la interfase tejido-mortero. A pesar de ello, fueron los especímenes que lograron incrementar de forma más significativa su capacidad de comportamiento lineal (Figura 4.6), alcanzando un incremento medio del momento flector de plastificación ( $\Delta M_{y,exp}$ ) del 116,46% (Tabla 4.3). Es importante hacer mención que el espécimen A12R3-01 llegó a su máximo nivel de capacidad portante a un valor de flecha vertical un 57% inferior al de la viga CONTROL. A pesar que el colapso definitivo no fue frágil ni prematuro, este hecho indica que el refuerzo se despegó a etapas muy tempranas de deflexión.

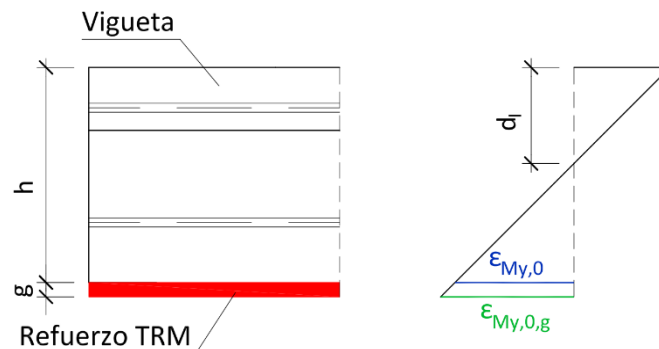
El resto de viguetas reforzadas desarrollaron el mismo modo de fallo que la vigueta de control (Figura 4.3). De todas ellas, las que presentaron las mejores prestaciones fueron las reforzadas con *TRM* del tipo PXM750 (Figura 4.4). En especial, cabe destacar el espécimen PXM750-02, que desarrolló valores de momento flector de plastificación ( $M_{y,exp}$ ) y momento último ( $M_{u,exp}$ ) un 146,84% y 95,83% superiores a

los de la viga de control, respectivamente (Tabla 4.3). Por otro lado, las viguetas reforzadas con tejidos de fibras de vidrio (VPHDM) fueron las que mostraron una mayor dispersión de resultados (Figura 4.4). Este hecho pudo ser debido a una respuesta no homogénea del refuerzo a causa del tamaño de celda que presentan estos tejidos, *i.e.* el número de mechones longitudinales de la malla incluidos en el refuerzo fue significativamente inferior que en otros tipos de *TRM* (Tabla 4.3). Por último, los refuerzos CXM25 fueron los que proporcionaron el menor aumento de capacidad portante última (Figura 4.4), con un incremento medio del 19,27% respecto la viga de control (Tabla 4.3). Este comportamiento puede estar relacionado con una mala adherencia entre el tejido y la matriz, fenómeno observado también por Bernat *et al.* [71] en sus investigaciones. A pesar de ello, la vigueta CXM25-02 fue el tercer espécimen en alcanzar un mayor incremento de momento flector de plastificación ( $\Delta M_{y,exp}$ ), tal y como se puede observar en la Tabla 4.3.

Con el objetivo de comparar el comportamiento de la fibra más traccionada de los elementos estructurales ensayados, en la primera columna de la Tabla 4.4 se muestran las deformaciones que desarrollaron las viguetas reforzadas ( $\varepsilon_{My,i}$ ) cuando alcanzaron un momento flector igual al valor del momento flector de plastificación de la vigueta sin reforzar ( $M_{y,0}$ , con un valor de 0,79kNm, ver Tabla 4.3). En la segunda columna se muestran los valores de la deformación del espécimen de CONTROL en el momento que alcanzó el valor de  $M_{y,0}$ , extrapolando esta deformación a su equivalente en el caso de considerar los correspondientes espesores de *TRM* ( $\varepsilon_{My,0,g}$ ), de la siguiente manera (Ec. 4.1):

$$\varepsilon_{My,0,g} = \frac{h - d_I + g}{h - d_I} \varepsilon_{My,0} \quad 4.1$$

Donde  $h$  es la altura total de la vigueta,  $d_I$  es la distancia des de la vigueta cota superior hasta su centro de inercia,  $g$  es espesor de *TRM* correspondiente y  $\varepsilon_{My,0}$  es la deformación del espécimen sin reforzar con un momento flector igual a  $M_{y,0}$  (Figura 4.7). A pesar de que las viguetas ya estaban fisuradas al alcanzar el momento flector de plastificación, para el propósito comparativo de las deformaciones entre los diferentes especímenes, se ha utilizado la hipótesis contraria a causa de la dificultad de encontrar la inercia fisurada de la sección.



**Figura 4.7** Transformación de la deformación de la viga de CONTROL cuando alcanza el momento flector  $M_{y,0}=0,79kNm$ .

<i>Espécimen</i>	$\epsilon_{My,i}$ ( $\mu m/m$ )	$\epsilon_{My,0,g}$ ( $\mu m/m$ )
A4R3-01	177,06	321,89
A4R3-02	165,67	321,89
A12R3-01	147,40	317,36
A12R3-02	140,06	340,00
CXM25-01	168,89	326,41
CXM25-02	178,22	335,47
PXM750-01	206,25	326,41
PXM750-02	165,31	335,47
VPHDM-01	166,01	308,30
VPHDM-02	162,06	321,89

**Tabla 4.4** Deformaciones de las viguetas reforzadas y sin reforzar cuando alcanzaron el momento flector  $M_{y,0}=0,79kNm$ .

En la Tabla 4.4 se puede observar cómo, en todos los casos, las viguetas reforzadas presentaron una menor deformación que su equivalente sin reforzar. Es importante destacar que los especímenes reforzados con tejidos de acero con alta densidad de cordones (A12R3) fueron los que presentaron menores deformaciones, con una disminución media del 129% respecto al espécimen de CONTROL. En cambio, los tejidos de fibras de *PBO* son los que ofrecieron una menor disminución de deformación, obteniendo un valor medio un 78% inferior a la de la viga sin reforzar.

## **Capítulo 5. Campaña experimental de vigas de HA reforzadas a flexión con *TRM***

### **5.1. Introducción**

Con la descripción de la presente campaña experimental se inicia el bloque principal de la investigación llevada a cabo. Esta consistió en el estudio comparativo de vigas de hormigón armado de escala real reforzadas a flexión con diferentes tipos de *TRM*. Con el propósito de lograr este objetivo, se ensayaron once vigas a flexión que permitieron analizar la contribución a la resistencia a flexión de los refuerzos estudiados. Complementando esta cuestión, se ha analizado la contribución a la ductilidad y al incremento de rigidez que proporcionaron los diversos *TRM* aplicados, además de cómo estos refuerzos influyeron en el proceso de fisuración de los especímenes ensayados.

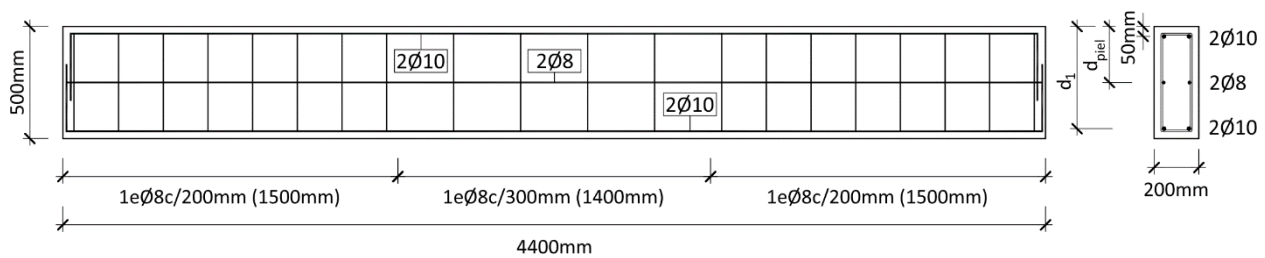
En el capítulo en curso se realiza una descripción de la morfología y los materiales utilizados para ejecutar las vigas, así como de los refuerzos *TRM* aplicados. Posteriormente se incluyen los métodos de ensayo realizados y los resultados experimentales obtenidos de los mismos. Por último, se detallan las conclusiones derivadas del presente estudio.

Todos los ensayos tuvieron lugar en el laboratorio del LITEM-RMEE-UPC entre marzo del 2013 y abril del 2013. En el Anexo C se incluye información adicional más detallada referente a la presente campaña experimental.

### **5.2. Descripción de las vigas y los refuerzos utilizados**

Con el objetivo de cumplir los objetivos definidos, se ejecutaron y ensayaron once vigas de hormigón armado, diez de ellas reforzadas previamente a flexión con diferentes configuraciones de *TRM*. Las vigas presentaban una longitud de 4,40m y una sección transversal de 500x200mm. Los especímenes se fabricaron utilizando tres amasadas de hormigón diferentes y fueron diseñados con un significativo déficit de armadura longitudinal con el objetivo de forzar la activación del refuerzo y el posterior colapso a flexión. El armado consistió en dos barras Ø10mm, dispuestas longitudinalmente en la cara superior e

inferior, y una armadura de piel con dos barras  $\varnothing 8\text{mm}$  en el centro de la sección. Se dispusieron estribos  $\varnothing 8\text{mm}$  distribuidos uniformemente según lo indicado en la Figura 5.1. En todos los casos se utilizó acero B 500 SD. Estas vigas fueron designadas con la nomenclatura M.



**Figura 5.1** Geometría y armado de las vigas M.

Las vigas fueron ejecutadas por la empresa Paver Prefabricados, S.A. bajo la supervisión y control del autor del presente trabajo. La Tabla 5.1 resume las características mecánicas de los materiales constituyentes de las vigas M, según los resultados obtenidos en la campaña de caracterización detalla en el apartado A.3 del Anexo A y los datos proporcionados por el fabricante incluidos en el apartado A.2 del Anexo A.

<i>Hormigón</i>			<i>Acero</i>		
<i>Amasada</i>	<i>Fecha</i>	$f_{cm,28}^{(*)}$ (MPa)	$f_{s,y}^{(\dagger)}$ (MPa)	$f_{s,u}^{(\dagger)}$ (MPa)	$E_s^{(\dagger)}$ (GPa)
Amasada 1	24/01/2012	46,52	517,20	633,63	198,48
Amasada 2	01/02/2012	42,35			
Amasada 3	09/02/2012	55,42			

( $\dagger$ ) Propiedades determinadas experimentalmente en la campaña de caracterización de materiales.

(\*) Propiedades determinadas experimentalmente por el fabricante de las vigas.

**Tabla 5.1** Propiedades mecánicas del hormigón y el acero de las vigas M.

Se reforzaron a flexión diez vigas con cinco combinaciones diferentes de mallas y morteros. Los tejidos resistentes utilizados fueron los de alambres de acero con baja densidad de cordones (A4), fibras de basalto (B), fibras de carbono (C), fibras de *PBO* (P) y fibras de vidrio (V). Las propiedades mecánicas de los sistemas de refuerzo *TRM*, así como las propias de los tejidos, fibras/alambres y morteros utilizados se pueden consultar en los apartados A.4, A.5 y A.6 del Anexo A.

La designación de los especímenes resultó de los componentes del *TRM* aplicado, siguiendo la nomenclatura M-AB-C, donde M es el tipo de viga, A es el tipo de tejido aplicado, B es el tipo de mortero utilizado como matriz y C representa la repetición de ensayo para un mismo tipo de refuerzo (Tabla 5.2). En el caso de la viga sin reforzar, la designación fue CONTROL.



<i>Especimen</i>	<i>Tejido</i>	<i>Mortero</i>	<i>Amasada Hormigón</i>
M-A4R3-01	Acero	R3	Amasada 3
M-A4R3-02	Acero	R3	Amasada 3
M-BR3-01	Basalto	R3	Amasada 5
M-BR3-02	Basalto	R3	Amasada 5
M-CXM25-01	Carbono	XM25	Amasada 4
M-CXM25-02	Carbono	XM25	Amasada 4
M-PXM750-01	<i>PBO</i>	XM750	Amasada 4
M-PXM750-02	<i>PBO</i>	XM750	Amasada 4
M-VPHDM-01	Vidrio	PHDM	Amasada 3
M-VPHDM-02	Vidrio	PHDM	Amasada 3
M-CONTROL	-	-	Amasada 4

**Tabla 5.2** Especímenes ensayados y combinaciones de tejidos y morteros utilizados como refuerzo a flexión en vigas M.

El refuerzo a flexión se aplicó en la cara traccionada de la viga en una longitud de 3,80m (Figura 5.2). En todos los casos se aplicó una capa de tejido que cubrió el ancho de la superficie reforzada. Con el propósito de evitar fallos por despegue del *TRM* se emplearon dos metodologías de aplicación del refuerzo propuestas en otros estudios. La primera de ellas consistió en aumentar la rugosidad de la superficie de la viga mediante el desbaste mecánico previo a la aplicación de la matriz del refuerzo. De acuerdo con los estudios realizados por Brückner *et al.* [48], esta técnica hizo aumentar la adherencia entre el hormigón y el mortero, previniendo de despegues locales en esta interfase. Por otro lado, la segunda metodología consistió en aplicar anclajes mecánicos en los límites del refuerzo a flexión. Estos anclajes presentaban una configuración de encamisados parciales tipo U ejecutados con el mismo *TRM* en un ámbito de 500mm (Figura 5.2). En los trabajos llevados a término por Larrinaga *et al.* [52] y D'Ambrisi y Focacci [49], esta técnica se mostró altamente eficaz previniendo el despegue del *TRM* en los extremos de la viga. El proceso de aplicación del refuerzo que detallado en el apartado C.3.2 del Anexo C.

En todos los casos, el refuerzo se curó en condiciones ambiente durante, al menos, 28 días antes de ser ensayados.

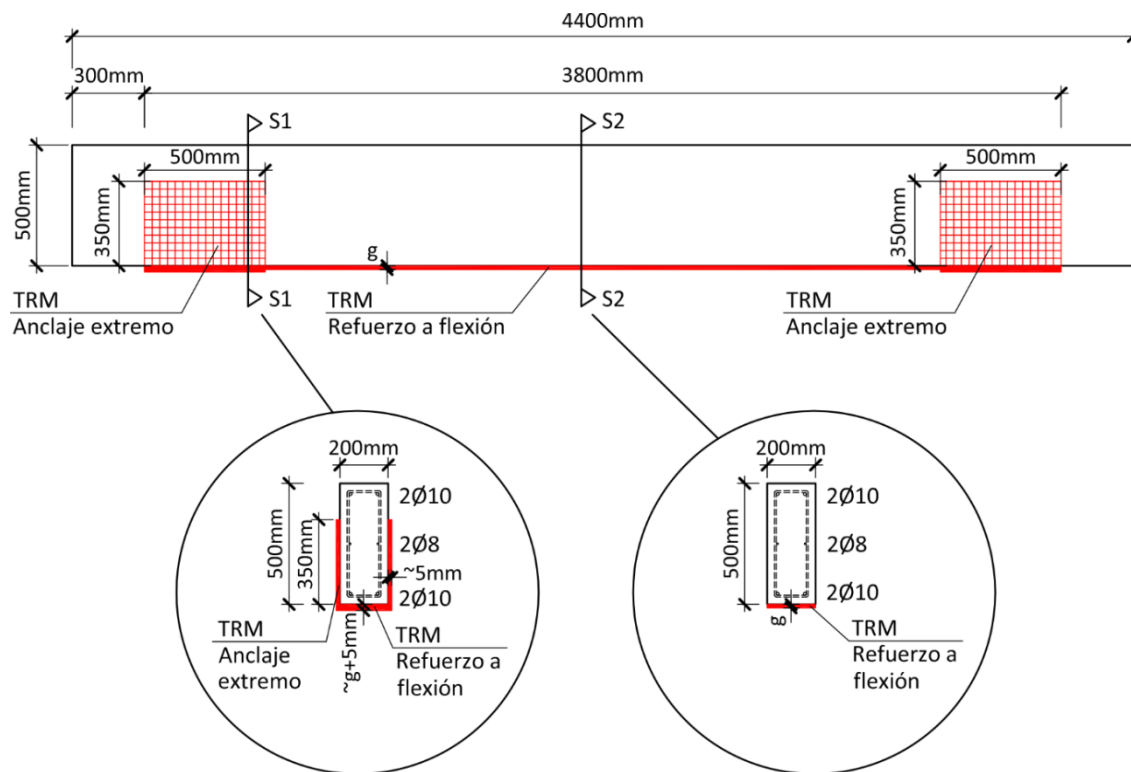


Figura 5.2 Configuración del refuerzo en las vigas M.

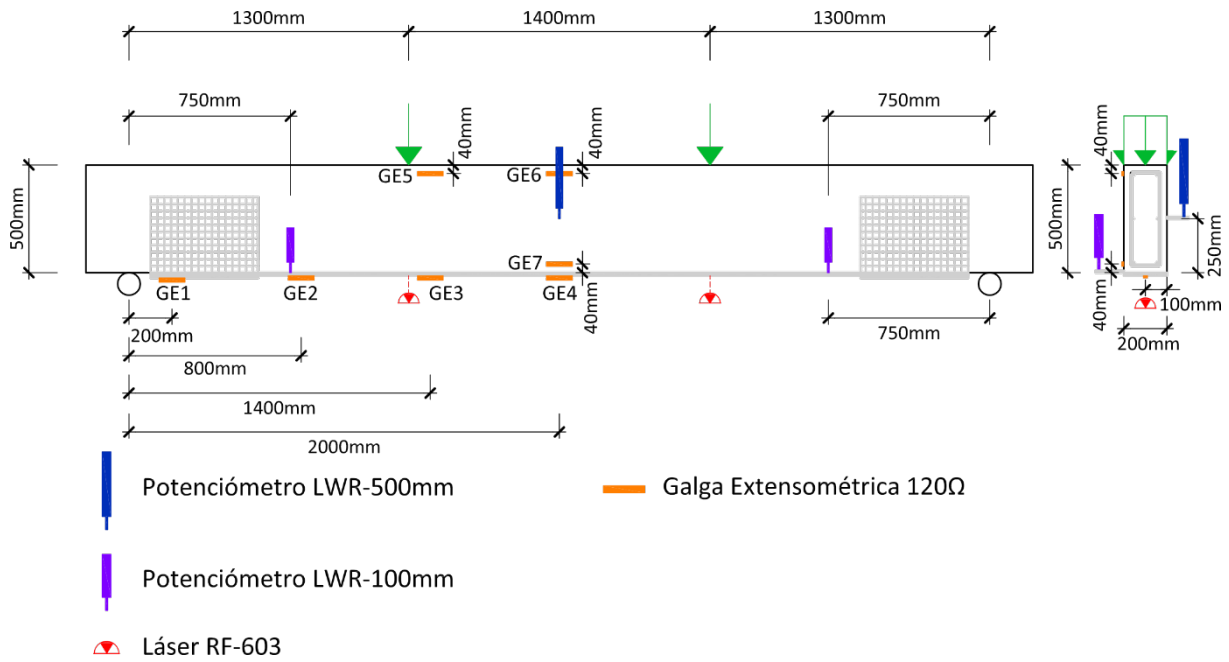
### 5.3. Método experimental

Las vigas utilizadas en esta campaña experimental fueron sometidas a ensayos a flexión de cuatro puntos. Los soportes de los especímenes consistieron en cilindros metálicos cuyo giro no estaba restringido. La distancia entre apoyos fue de 4000mm y la carga fue transmitida a través de una viga de reparto cuyos dos puntos de aplicación estaban 1400mm separados entre sí (Figura 5.3a). En todos los casos la viga de reparto fue centrada respecto los especímenes a ensayar.

El desplazamiento vertical fue medido en cinco secciones transversales. En tres de ellas se utilizaron seis potenciómetros, ubicando dos de ellos simétricamente a cada lado de la sección. Los otros dos desplazamientos verticales fueron registrados por sensores ópticos de señal láser (Figura 5.3). También se midieron las deformaciones de siete puntos de las vigas utilizando galgas extensométricas, cuatro de ellas dispuestas en la fibra más traccionada de las vigas, y las otras tres en el lateral de la viga, de acuerdo con la Figura 5.3.

La carga fue aplicada externamente mediante un actuador oleohidráulico de 500kN de capacidad. Los ensayos se realizaron por control por desplazamiento, utilizando diferentes velocidades de carga dependiendo de la flecha total acumulada: 1mm/min hasta que el desplazamiento del actuador alcanzó 1/200 de la luz entre soportes y, a partir de este instante, una velocidad de 5mm/min hasta el colapso definitivo de la viga.

Previamente a la realización de los ensayos, se dibujó una cuadrícula en la parte frontal de las vigas con el objetivo de identificar, de forma más precisa, los patrones de fisuración desarrollados por los especímenes (Figura 5.3b).



a)



b)

**Figura 5.3** Configuración e instrumentación del ensayo de las vigas M: a) esquema, b) imagen.

Los apartados C.4.1, C.4.2 y C.4.3 del Anexo C muestran información más detallada sobre la configuración, instrumentación y procedimientos del ensayo, respectivamente.

## 5.4. Resultados y discusión

Los especímenes fueron sometidos a un proceso de carga incremental hasta su rotura. En todos los casos el colapso se produjo a flexión en una sección situada entre los dos puntos de aplicación de la carga. El proceso de fallo desarrollado fue el siguiente: (1) aparición de fisuras en la fibra más traccionada de las vigas (en el mortero del *TRM* en el caso de las vigas reforzadas) y propagación de las mismas hasta la fibra neutra, (2) plastificación del armado inferior y de piel, y alargamiento del tejido del *TRM*, (3) rotura del armado inferior y de piel, y (4) rotura del tejido del *TRM* y aplastamiento de la cabeza de compresiones del hormigón. En función del tipo de refuerzo aplicado, las vigas desarrollaron los siguientes patrones de fisuración (Figura 5.4):

- A. Aparición y apertura de múltiples fisuras aproximadamente equidistantes con desarrollo de la fisura principal a flexión al final del proceso de carga.
- B. Desarrollo de múltiples fisuras con apertura limitada. Apertura, a etapas intermedias del proceso de carga, de dos fisuras principales a flexión destacadas del resto, coincidiendo una de ellas con la sección donde ocurrió el colapso.
- C. Desarrollo de múltiples fisuras con apertura limitada. Apertura, a etapas intermedias del proceso de carga, de la fisura principal a flexión originaria del fallo del espécimen.

La Tabla 5.3 muestra los resultados de los ensayos realizados, incluyendo la designación de los especímenes, el patrón de fisuración desarrollado, los valores momento último resistido ( $M_{u,exp}$ ) y momento de plastificación ( $M_{y,exp}$ ), en los que se incluyen la repercusión del peso propio de la viga y el peso de la viga de reparto, los desplazamientos verticales en el centro de la viga correspondientes al instante de carga máxima resistida ( $\delta_{u,exp}$ ) y plastificación ( $\delta_{y,exp}$ ), los brazos de palanca del armado inferior y el armado de piel ( $d_1$  y  $d_{piel}$ , respectivamente), el espesor medio del refuerzo a flexión *TRM* ( $g$ ), el número de mechones del tejido aplicado correspondiente ( $n_m$ ) y si la viga estaba pre-fisurada antes de empezar el ensayo. Además se incluyen los incrementos porcentuales de los momentos último resistido ( $\Delta M_{u,exp}$ ) y de plastificación ( $\Delta M_{y,exp}$ ) de las vigas reforzadas respecto la de control.

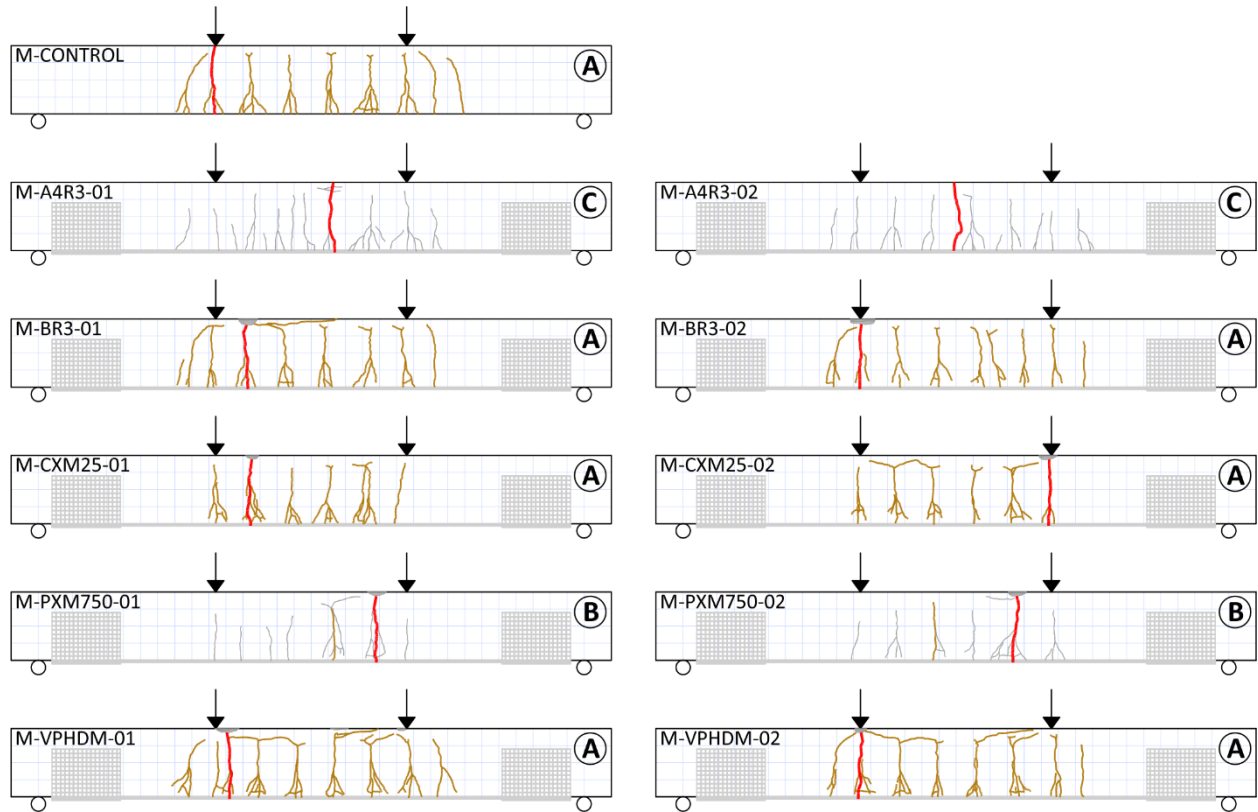


Figura 5.4 Patrones de fisuración de las vigas M ensayadas.

Espécimen	Patrón de fisuración <sup>†</sup>	$M_{u,exp}$ (kNm)	$M_{y,exp}$ (kNm)	$\Delta M_{u,exp}$ (%)	$\Delta M_{y,exp}$ (%)	$\delta_{u,exp}$ (mm)	$\delta_{y,exp}$ (mm)	$d_1$ (mm)	$d_{piel}$ (mm)	$g$ (mm)	$n_m$	Pre-fisuración
M-CONTROL	A	67,89	48,66	-	-	135,08	10,05	450	250	-	-	NO
M-A4R3-01	C	80,43	70,56	18,47	44,99	46,52	24,58	455	260	5,33	30	NO
M-A4R3-02	C	83,77	68,73	23,39	41,24	46,43	21,07	456	255	7,20	30	SÍ
M-BR3-01	A	77,72	59,32	14,48	21,89	122,99	14,43	450	250	8,37	13	NO
M-BR3-02	A	72,37	57,92	6,60	19,02	118,56	15,76	454	255	6,10	13	NO
M-CXM25-01	A	70,28	59,26	3,53	21,78	117,78	16,36	452	252	7,47	21	SÍ
M-CXM25-02	A	72,96	60,98	7,47	25,32	123,10	16,23	452	250	6,00	21	NO
M-PXM750-01	B	64,54	64,24	-4,93	32,01	69,74	21,92	435	225	9,13	21	NO
M-PXM750-02	B	67,98	62,87	0,13	29,20	50,95	18,85	445	250	6,83	21	SÍ
M-VPHDM-01	A	74,55	57,79	9,81	18,76	145,63	13,27	455	260	6,50	8	NO
M-VPHDM-02	A	70,16	58,29	3,35	19,78	110,72	15,81	450	252	9,33	8	NO

<sup>†</sup> A: aparición y apertura de múltiples fisuras; B: desarrollo y apertura de dos fisuras; C: desarrollo y apertura de una fisura principal.

Tabla 5.3 Resultados de los ensayos en vigas M.

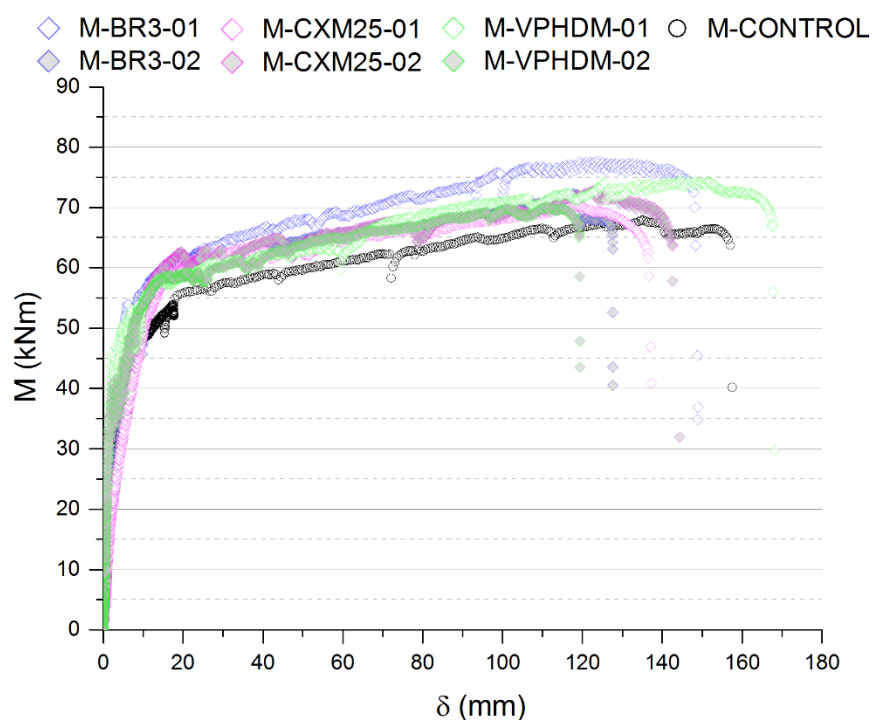
Los resultados obtenidos mostraron que todas las vigas reforzadas fueron capaces de incrementar el momento de plastificación ( $M_{y,exp}$ ) respecto la viga de control (Tabla 5.3). En cuanto a la capacidad última, la mayoría de especímenes donde se aplicó *TRM* fueron capaces de alcanzar valores superiores de momento flector ( $M_{u,exp}$ ) que la viga M-CONTROL. No obstante, no fue así en el caso de las vigas reforzadas con tejidos de *PBO*, donde los incrementos de momento último ( $\Delta M_{u,exp}$ ) fueron aproximadamente nulos (viga M-PXM750-02) o negativos, como en el caso del espécimen M-PXM750-01. Este fenómeno fue observado también en las investigaciones realizadas por Ombres [56] y D'Ambrisi

y Focacci [76] en vigas reforzadas a flexión con *PBO* con una configuración similar a las del presente trabajo. A pesar de ser necesarias más investigaciones para determinar los motivos exactos, una explicación de este suceso es el posible despegue interno de las fibras respecto de la matriz y los elevados deslizamientos relativos entre ambos materiales, *e.g.* deslizamientos de 1mm a 2mm en las zonas de momento flector máximo, según los resultados obtenidos por D'Ambrisi y Focacci [76].

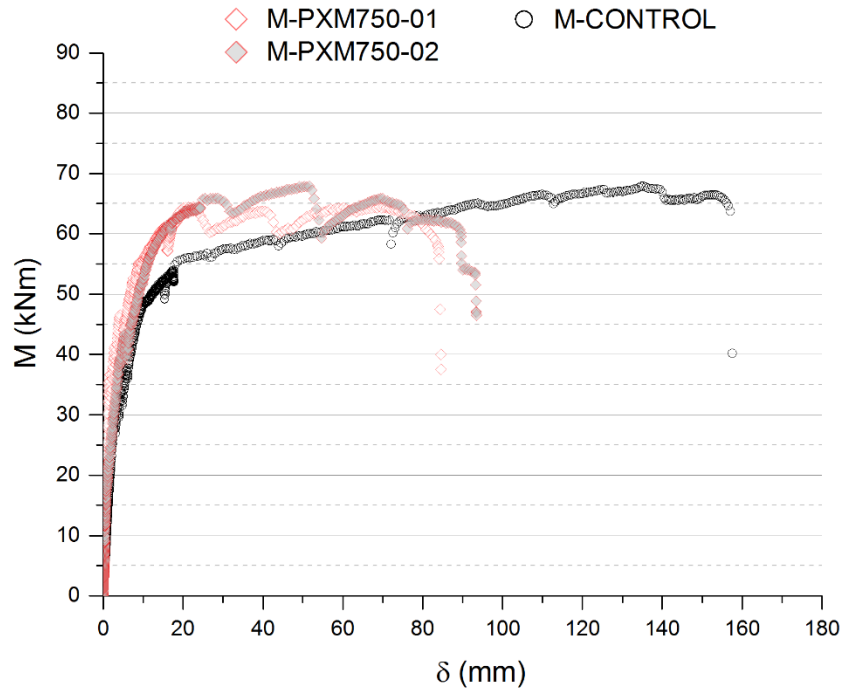
Es importante destacar que se dio una relación entre el tipo de *TRM* aplicado y la fisuración desarrollada. De esta forma se constata que los especímenes reforzados con tejidos de *PBO* desarrollaron un patrón de fisuración tipo B, los reforzados con tejidos de acero desplegaron una fisuración tipo C y el resto de especímenes reforzados con tejidos de basalto, carbono y vidrio fisuraron de una forma similar a la viga de control (patrón de fisuración tipo A).

#### 5.4.1. Análisis de la capacidad a flexión

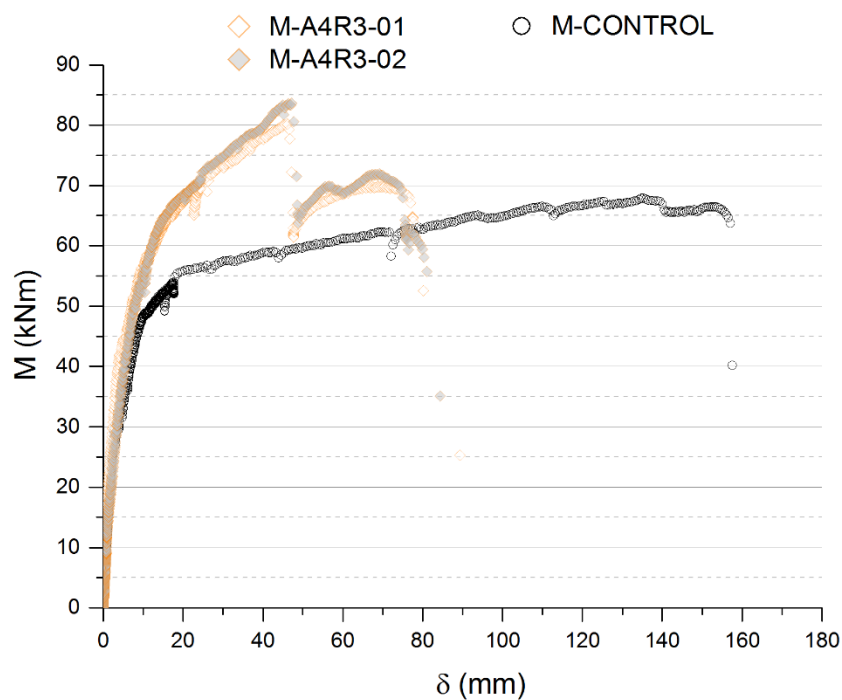
Las siguientes figuras (Figura 5.5 - Figura 5.7) muestran, para cada tipo de patrón de fisuración, la relación entre el momento flector de la sección central de las vigas respecto la flecha ( $\delta$ ), añadiendo en cada caso el comportamiento del espécimen sin reforzar.



**Figura 5.5** Relación momento flector-flecha de la sección central de las vigas M reforzadas que desarrollaron un patrón de fisuración A (se incluye el espécimen sin reforzar).



**Figura 5.6** Relación momento flector-flecha de la sección central de las vigas M reforzadas que desarrollaron un patrón de fisuración B (se incluye el espécimen sin reforzar).



**Figura 5.7** Relación momento flector-flecha de la sección central de las vigas M reforzadas que desarrollaron un patrón de fisuración C (se incluye el espécimen sin reforzar).

Analizando los gráficos anteriores se puede observar como los especímenes con el mismo patrón de fisuración desplegaron comportamientos mecánicos similares. Las vigas reforzadas con tejidos de acero

fueron las que desarrollaron una mayor capacidad a flexión última ( $M_{u,exp}$ ) y previa a la plastificación ( $M_{y,exp}$ ), con unos incrementos medios del 20,9% y 43,1%, respectivamente (Tabla 5.3 y Figura 5.7).

Tal y como se ha comentado con anterioridad, los especímenes reforzados con *PBO* no fueron capaces de alcanzar ni incrementar la capacidad última de la viga M-CONTROL. En cambio, fueron el segundo tipo de refuerzo más eficaz en aumentar el régimen lineal previo a la plastificación de las vigas, con un valor medio incremental ( $\Delta M_{y,exp}$ ) del 30,6% (Tabla 5.3 y Figura 5.6).

Observando la Figura 5.5, se puede afirmar que todas las vigas reforzadas que desarrollaron un patrón de fisuración tipo A tuvieron un comportamiento plástico similar a la viga de control. Los refuerzos proporcionaron unos incrementos de la capacidad a flexión previa a la plastificación ( $\Delta M_{y,exp}$ ) comprendidos entre el 18,7% y el 25,3% (Tabla 5.3). Referente a la capacidad última a flexión ( $M_{u,exp}$ ), los especímenes también alcanzaron valores superiores a los de la viga de control, con incrementos comprendidos entre el 3,4% y el 14,5% (Tabla 5.3).

Con el objetivo de valorar la eficiencia de los refuerzos en el incremento de la capacidad última a flexión y el incremento de la capacidad a flexión previa a la plastificación, se define el parámetro incremento de momento flector normalizado ( $\Delta M_{tex,i,j}$ ) como la relación entre el incremento de momento flector entre cada una de las vigas reforzadas y la viga de control ( $\Delta M_{i,j}$ ) respecto la capacidad mecánica a flexión de cada uno de los tejidos, según la Ec. 5.1 y Ec. 5.2:

$$\Delta M_{tex,u,j} = \frac{\Delta M_{u,j}}{A_{tex,j} f_{fib,j} d_{tex,j}} \quad 5.1$$

$$\Delta M_{tex,y,j} = \frac{\Delta M_{y,j}}{A_{tex,j} f_{fib,j} d_{tex,j}} \quad 5.2$$

Donde  $A_{tex,j}$  es el área de fibras en el *TRM*, calculada según Ec. 5.3,  $f_{fib,j}$  es la resistencia última a tracción de las fibras correspondientes, de acuerdo a la Tablas A.16 – A.21 incluidas en el apartado A.5.1 del Anexo A, y  $d_{tex,j}$  es el canto útil referido al tejido (Ec. 5.4). El parámetro  $j$  determina el tipo de *TRM* evaluado en cada caso. Notar que en las ecuaciones Ec. 5.1 y Ec. 5.2,  $\Delta M_{i,j}$  está en kNm,  $A_{tex,j}$  en mm<sup>2</sup>,  $f_{fib,j}$  en MPa y  $d_{tex,j}$  en m

$$A_{tex,j} = t_{tex,j} b \quad 5.3$$

$$d_{tex,j} = h + \frac{g_j}{2} \quad 5.4$$

Donde  $t_{tex,j}$  es el espesor equivalente del tejido (Tablas A.16 – A.21 incluidas en el apartado A.5.1 del Anexo A),  $b$  y  $h$  son la base y la altura de la sección de hormigón armado y  $g_j$  es el espesor del *TRM* en cada caso.



La Tabla 5.4 muestra los valores de incremento de momento último ( $\Delta M_{u,j}$ ) y plástico ( $\Delta M_{y,j}$ ) de cada espécimen reforzado, y los correspondientes resultados de incremento de capacidad a flexión normalizada ( $\Delta M_{tex,u,j}$  y  $\Delta M_{tex,y,j}$ ).

<i>Espécimen</i>	$\Delta M_{u,j}$ ( <i>kNm</i> )	$\Delta M_{y,j}$ ( <i>kNm</i> )	$\Delta M_{tex,u,j}$ (-)	$\Delta M_{tex,y,j}$ (-)
M-A4R3-01	12,54	21,89	0,52	0,91
M-A4R3-02	15,88	20,07	0,66	0,83
M-BR3-01	9,83	10,65	0,60	0,65
M-BR3-02	4,48	9,26	0,27	0,56
M-CXM25-01	2,39	10,60	0,11	0,47
M-CXM25-02	5,07	12,32	0,22	0,54
M-PXM750-01	-3,35	15,58	-	0,58
M-PXM750-02	0,09	14,21	0,00	0,53
M-VPHDM-01	6,66	9,13	0,61	0,83
M-VPHDM-02	2,27	9,62	0,21	0,87

**Tabla 5.4** Comparativa de las capacidades a flexión de las vigas M.

Observando los resultados se puede afirmar que en todos los casos se produjo un incremento del momento de plastificación superior al incremento de momento último. Esta tendencia puede estar relacionada con el hecho que los tejidos puedan deslizar dentro de la matriz debido a la apertura progresiva de las fisuras [76] o con la posible ruptura de algunas fibras de las mallas debido a la fricción con el mortero durante el proceso de carga [92,97–99].

Comparando los valores, se puede observar que el refuerzo más eficiente fue el compuesto por tejidos de acero, desarrollando un valor medio de incremento normalizado de momento flector último y un valor medio de incremento normalizado de momento flector de plastificación de 0,59 y 0,87, respectivamente (Tabla 5.4). Por otro lado, se muestra que los tejidos PXM750 y CXM25 fueron los menos eficientes en el incremento de la capacidad última a flexión y en el incremento de la capacidad plástica de los especímenes. Los refuerzos *TRM* basados en tejidos de basalto y de vidrio mostraron una elevada dispersión en los resultados de aumento de capacidad última a flexión. Cabe destacar que el refuerzo VPHDM, a pesar que registró los valores más bajos de incremento absoluto de momento flector, mostró uno de los mejores resultados en cuanto a eficiencia, logrando alcanzar unos valores normalizados similares a los refuerzos con tejidos de acero, especialmente en el caso del momento de plastificación.

#### 5.4.2. Análisis de la ductilidad

La ductilidad en vigas de hormigón armado sometidas a flexión es una magnitud asociada a la seguridad estructural de los modos de fallo que se desarrollan en un proceso de carga continua. Esta propiedad se puede definir como la relación entre la flecha en el centro de la sección cuando se alcanza la capacidad máxima de la viga respecto la flecha en el instante de plastificación de la armadura longitudinal. Estudios realizados en vigas de HA reforzadas a flexión con tejidos de carbono y matrices

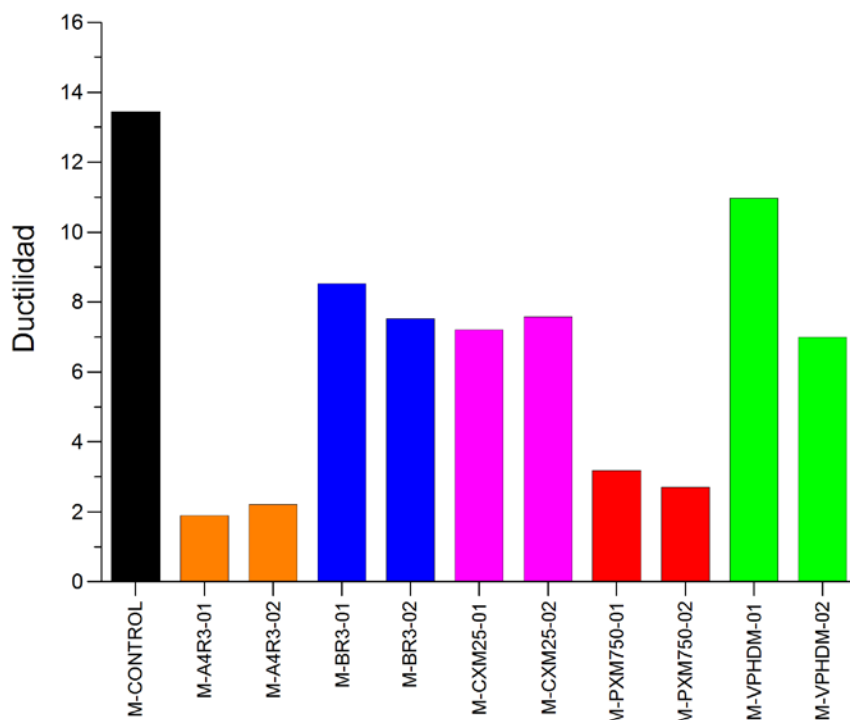
cementíticas (Kurtz y Balaguru [53] y Toutanji y Deng [54]) mostraron que los especímenes reforzados desarrollaron una ductilidad inferior a la obtenida por las vigas sin reforzar. Posteriormente, Ombres [56] analizó la ductilidad de vigas reforzadas con tejidos de *PBO*, llegando a la conclusión que existía una relación directa entre el número de capas aplicadas en el tejido y la reducción de la ductilidad de los especímenes ensayados.

Con el objetivo de cuantificar la seguridad de los procesos de fallo desarrollados por los especímenes y poder comparar el comportamiento de los diferentes tipos refuerzos *TRM* utilizados, se define el parámetro  $\chi$  como la ductilidad en vigas de HA sometidas a flexión, calculada según la Ec. 5.5

$$\chi = \frac{\delta_{u,exp}}{\delta_{y,exp}} \quad 5.5$$

Donde  $\delta_{u,exp}$  y  $\delta_{y,exp}$  son los desplazamientos verticales en el centro de la viga, correspondientes al instante de carga máxima resistida y plastificación, respectivamente (Tabla 5.3).

La Figura 5.8 muestra los niveles de ductilidad  $\mu$  desarrollados por las vigas M ensayadas. Estos valores se representan en la Tabla 5.5, juntamente con las reducciones porcentuales de cada espécimen reforzado respecto la viga de control ( $\Delta\chi$ ) y el patrón de fisuración desarrollado por cada espécimen.



**Figura 5.8** Ductilidad de las vigas M.

<i>Especimen</i>	<i>Patrón de fisuración<sup>†</sup></i>	<i>X</i> (-)	$\Delta\chi$ (%)
M-CONTROL	A	13,44	-
M-A4R3-01	C	1,89	85,92
M-A4R3-02	C	2,20	83,60
M-BR3-01	A	8,53	36,57
M-BR3-02	A	7,52	44,04
M-CXM25-01	A	7,20	46,42
M-CXM25-02	A	7,58	43,58
M-PXM750-01	B	3,18	76,33
M-PXM750-02	B	2,70	79,89
M-VPHDM-01	A	10,97	18,35
M-VPHDM-02	A	7,00	47,89

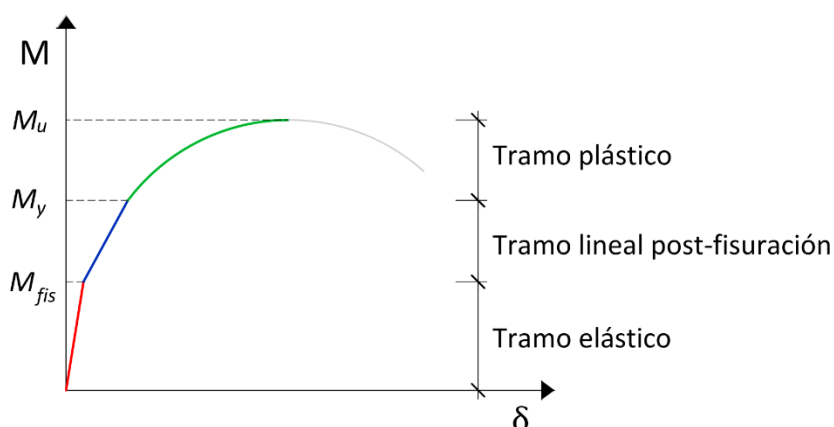
<sup>†</sup> A: aparición y apertura de múltiples fisuras; B: desarrollo y apertura de dos fisuras; C: desarrollo y apertura de una fisura principal.

**Tabla 5.5** Ductilidad de las vigas M. Valores absolutos e incrementos porcentuales respecto la viga de control.

Observando los resultados de la Figura 5.8, se comprueba que todos los especímenes reforzados sufrieron un decremento de la ductilidad respecto la viga de control. Además, se muestra la evidencia que existe una relación directa entre el tipo de fisuración y los niveles de reducción de la ductilidad. En particular, las vigas reforzadas que desarrollaron un patrón de fisuración B (M-PXM750) y un patrón de fisuración C (M-A4R3) obtuvieron reducciones de ductilidad superiores al 76% (Tabla 5.5). En cambio, las reducciones de ductilidad de los especímenes reforzados que desarrollaron un patrón de fisuración A estuvieron comprendidas entre el 18% y el 48%. Cabe destacar el caso del espécimen M-VPHDM-01, que ofreció niveles de ductilidad similares a los de la viga de control.

### 5.4.3. Análisis de la rigidez a flexión

En el presente apartado se realiza un estudio de la rigidez a flexión desarrollada por las vigas en los diferentes tramos del proceso de carga, *i.e.* tramo elástico, tramo lineal post-fisuración y tramo plástico (Figura 5.9).



**Figura 5.9** Etapas del proceso de carga hasta rotura en el diagrama momento flector-flecha de la sección central.

Los puntos frontera de las diferentes etapas de comportamiento mostradas en la Figura 5.9 corresponden al momento flector último ( $M_u$ ), momento flector de plastificación ( $M_y$ ) y momento de fisuración ( $M_{fis}$ ). En función del espécimen analizado, los valores experimentales de las dos primeras variables quedan recogidos en la Tabla 5.3. En cuanto al momento de fisuración ( $M_{fis}$ ), su determinación se basa en lo establecido en la Ec. 5.6:

$$M_{fis} = \frac{f_{ct,m}(t)I_b}{\frac{h+g}{2}} \quad 5.6$$

Donde  $f_{ct,m}(t)$  es la resistencia media a tracción del hormigón a  $t$  días de edad,  $I_b$  es la inercia bruta de la sección transversal (considerando despreciable la contribución del acero y del tejido del *TRM*),  $h$  es la altura total de la viga (500mm) y  $g$  es el espesor del *TRM* en cada caso (Tabla 5.3). De acuerdo a lo establecido en la norma española EHE-08 [100], la resistencia media a tracción del hormigón a  $t$  días de edad ( $f_{ct,m}(t)$ ) se obtiene según Ec. 5.7:

$$f_{ct,m}(t) = e^{\alpha s \left(1 - \sqrt{\frac{28}{t}}\right)} f_{ct,m} \quad 5.7$$

Donde  $\alpha$  es un coeficiente que depende de la edad del hormigón, que para un tiempo  $t$  superior a 28 días y una resistencia característica del hormigón  $f_{ck}$  inferior a 50MPa toma por valor 2/3,  $s$  es un coeficiente que depende del tipo de cemento (en caso cementos normales tipo CEM 42,5,  $s$  equivale a 0,25),  $t$  es el tiempo transcurrido en días desde la ejecución de las vigas hasta la realización del ensayo y  $f_{ct,m}$  es la resistencia media a tracción del hormigón a la edad de 28 días que, para una resistencia característica del hormigón  $f_{ck}$  inferior a 50MPa, se obtiene según Ec. 5.8:

$$f_{ct,m} = 0,30 \sqrt[3]{f_{ck}^2} \quad 5.8$$

Donde el valor de la resistencia característica del hormigón  $f_{ck}$ , de acuerdo a EHE-08 [100], se expresa según Ec. 5.9:

$$f_{ck} = f_{cm,28} - 8 \quad 5.9$$

Donde  $f_{cm,28}$  es la resistencia media a compresión del hormigón a los 28 días (Tabla 5.1).

En cuanto a la inercia bruta  $I_b$ , el cálculo se realiza teniendo en cuenta que el mortero del *TRM* presenta unas propiedades mecánicas similares a las del hormigón, según Ec. 5.10:

$$I_b = \frac{b(h+g)^3}{12} \quad 5.10$$

Donde  $b$  y  $h$  son la base y la altura de la sección transversal, cuyos valores son 200mm y 500mm respectivamente, y  $g$  es el espesor del *TRM* en cada caso (Tabla 5.3).

Notar que en la formulación incluida en las ecuaciones Ec. 5.6 – Ec. 5.10,  $f_{cm,28}$  está en MPa y  $t$  está en días.

La Tabla 5.6 muestra los valores utilizados para el cálculo del momento de fisuración ( $M_{fis}$ ), en las que se incluye el espécimen analizado, el tiempo transcurrido en días desde la ejecución de las vigas hasta la realización del ensayo ( $t$ ), la inercia bruta de la sección transversal ( $I_b$ ), la resistencia media a compresión del hormigón a los 28 días ( $f_{cm,28}$ ) y la resistencia media a tracción del hormigón a  $t$  días de edad ( $f_{ct,m}(t)$ ). La última columna de la Tabla 5.6 muestra el valor del momento de fisuración ( $M_{fis}$ ) correspondiente a cada viga ensayada.

<i>Espécimen</i>	$t$ (días)	$I_b$ (mm <sup>4</sup> )	$f_{cm,28}$ (MPa)	$f_{ct,m}(t)$ (MPa)	$M_{fis}$ (kNm)
M-CONTROL	404	2,08E+09	42,35	3,58	29,87
M-A4R3-01	421	2,15E+09	46,52	3,87	32,96
M-A4R3-02	461	2,17E+09	46,52	3,88	33,27
M-BR3-01	424	2,19E+09	55,42	4,45	38,32
M-BR3-02	432	2,16E+09	55,42	4,45	38,00
M-CXM25-01	439	2,18E+09	42,35	3,59	30,82
M-CXM25-02	426	2,16E+09	42,35	3,59	30,63
M-PXM750-01	405	2,20E+09	42,35	3,58	30,97
M-PXM750-02	411	2,17E+09	42,35	3,59	30,70
M-VPHDM-01	441	2,17E+09	46,52	3,88	33,15
M-VPHDM-02	455	2,20E+09	46,52	3,88	33,54

**Tabla 5.6** Momento de fisuración  $M_{fis}$  de las vigas M y las variables utilizadas para su obtención.

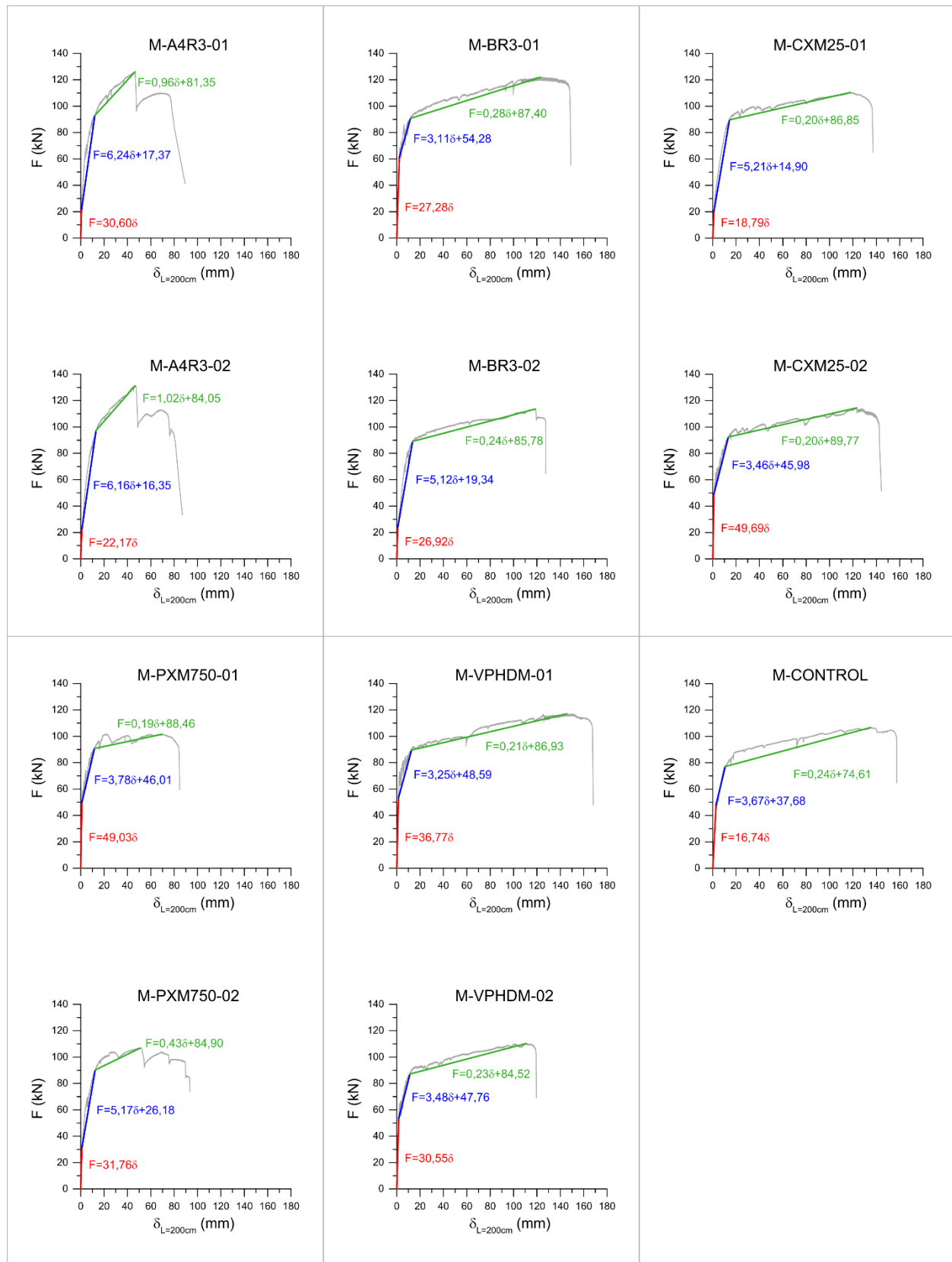
En cada uno de los tramos del proceso de carga definidos previamente, *i.e.* etapas elástica, lineal post-fisuración y plástica, se ha obtenido la rigidez a flexión  $EI$  según la expresión Ec. 5.11, de acuerdo a la configuración del ensayo mostrada en la Figura 5.3:

$$EI = \left(\frac{F}{\delta}\right) \left(\frac{a}{48}\right) (3L^2 - 4a^2) \quad 5.11$$

Donde  $F$  es la carga total aplicada sobre la viga en el instante de análisis, en la que se incluye el peso propio del espécimen, el peso de la viga de reparto y la correspondiente carga aplicada por el actuador,  $\delta$  es la flecha en el centro de la viga,  $L$  es la distancia entre soportes y  $a$  es la distancia del soporte al punto de aplicación de la carga más cercano, cuyos valores son 4,0m y 1,3m (Figura 5.3), respectivamente.

A pesar que la Ec. 5.11 está basada en la consideración que todos los materiales permanecen elásticos y la rigidez a flexión resta invariable durante el proceso de carga, el término  $EI$  en las fases post-fisuración y plástica puede considerarse un promedio eficaz de la rigidez a flexión a lo largo de la viga [53,54]. En cada una de las fases, el término  $(F/\delta)$  se ha obtenido como la pendiente de las rectas idealizadas de los

diagramas carga-flecha en el centro de la sección entre los correspondientes puntos frontera (Figura 5.10), *i.e.*  $F_{fs}$ ,  $F_y$  y  $F_u$ , obtenidas de los momentos  $M_{fs}$ ,  $M_y$  y  $M_u$  incluidos en la Tabla 5.3 y la Tabla 5.6.



**Figura 5.10** Relación carga-flecha de las vigas M. Curvas experimentales y rectas ideales de las diferentes etapas de carga.

Es importante destacar que las vigas pre-fisuradas no se ajustaron adecuadamente al punto de fisuración calculado en la Tabla 5.6. En este caso, se volvieron a definir las curvas idealizadas, ajustándolas al cambio de pendiente derivado de los resultados experimentales del proceso de carga. Este fenómeno también se dio en las vigas M-A4R3-01 i M-BR3-02, hecho que sugiere que sufrieron algún tipo de fisuración durante el transporte al laboratorio no detectable mediante el control visual.

La Tabla 5.7 muestra la rigidez a flexión  $EI$  de cada uno de los tramos de comportamiento de las vigas M ensayadas. Además, se incluye el incremento de rigidez a flexión desarrollado por cada uno de los especímenes reforzados respecto de la viga de control ( $\Delta EI$ ) y se especifica cuáles de las vigas M presentaban una pre-fisuración antes de iniciar los ensayos.

Es importante notar que los valores de rigidez a flexión están influenciados por las propiedades del hormigón de las diferentes amasadas utilizadas para constituir las vigas M. A pesar de ello, estos datos son útiles para obtener unas tendencias de comportamiento de los diferentes *TRM* aplicados relacionadas con la rigidez a flexión del conjunto estructural.

<i>Especímen</i>	<i>Pre-fisuración</i>	<i>Elástica</i>		<i>Post-fisurada</i>		<i>Plástica</i>	
		<i>EI</i> ( $MNm^2$ )	$\Delta EI$ (%)	<i>EI</i> ( $MNm^2$ )	$\Delta EI$ (%)	<i>EI</i> ( $MNm^2$ )	$\Delta EI$ (%)
M-CONTROL	NO	18,70	-	4,10	-	0,27	-
M-A4R3-01	NO	34,18	82,80	6,97	70,03	1,07	300,00
M-A4R3-02	SÍ	24,76	32,44	6,88	67,85	1,14	325,00
M-BR3-01	NO	30,47	62,96	3,47	-15,26	0,31	16,67
M-BR3-02	NO	30,07	60,81	5,72	39,51	0,27	0,00
M-CXM25-01	SÍ	20,99	12,25	5,82	41,96	0,22	-16,67
M-CXM25-02	NO	55,50	196,83	3,86	-5,72	0,22	-16,67
M-PXM750-01	NO	54,76	192,89	4,22	3,00	0,21	-20,83
M-PXM750-02	SÍ	35,47	89,73	5,77	40,87	0,48	79,17
M-VPDMD-01	NO	41,07	119,65	3,63	-11,44	0,23	-12,50
M-VPDMD-02	NO	34,12	82,50	3,89	-5,18	0,26	-4,17

**Tabla 5.7** Rigidez de las vigas M e incrementos de rigidez de las vigas reforzadas respecto M-CONTROL. Valores para las etapas de carga elástica, post-fisurada y plástica.

De acuerdo a los valores incluidos en la Tabla 5.7, se intuye que, de forma general, el incremento de la rigidez a flexión proporcionado por los diferentes tipos de *TRM* se concentró principalmente en el tramo elástico de carga. Este hecho indica que los refuerzos se activaron desde etapas iniciales de carga, no siendo necesario el pretesado del tejido para lograr el propósito de reducir la flecha de los especímenes reforzados. Por el contrario, la mayoría de refuerzos no logró incrementar la rigidez a flexión de la viga M-CONTROL en el tramo de comportamiento plástico. Este comportamiento tiende a reafirmar la hipótesis que los tejidos pierden parte de su capacidad mecánica, ya sea debido al deslizamiento relativo respecto la matriz alrededor de las fisuras o a la rotura progresiva de fibras ocasionada por el rozamiento con el mortero.

Como excepción a lo comentado en párrafo anterior, es importante subrayar que en el caso de los refuerzos de tejidos de acero, el aumento más significativo de rigidez a flexión se dio en la etapa plástica. Este hecho está en concordancia con el comportamiento mecánico desarrollado por los especímenes M-A4R3-01 y M-A4R3-02 (Tabla 5.3), así como los niveles de ductilidad obtenidos en ambos casos (Tabla 5.5).

Comparando los diferentes tipos de *TRM* utilizados, los refuerzos que ofrecieron las mayores prestaciones en cuanto al aumento global de la rigidez a flexión fueron el A4R3 y el PXM750 (Tabla 5.7). El refuerzo VPHDM proporcionó un incremento medio de rigidez a flexión en el tramo elástico del 101% respecto la viga sin reforzar. Por el contrario, no fue capaz de superar los valores obtenidos por el espécimen M-CONTROL durante las fases post-fisurada y plástica. Los refuerzos BR3 y CXM25 fueron los que presentaron una mayor dispersión de los resultados. A pesar de ello, los resultados experimentales fueron similares entre ambos especímenes: en el tramo de carga elástico, en el caso del refuerzo con tejidos de basalto; y en el tramo de carga plástico, en el caso del refuerzo con tejidos de carbono.

Por último, cabe destacar que los especímenes pre-fisurados ofrecieron un incremento de rigidez inferior que sus homólogos sin pre-fisurar en la etapa elástica de carga. Este déficit de rigidez a flexión presentado por las vigas pre-fisuradas se compensó en los siguientes tramos de comportamiento (Tabla 5.7).

#### 5.4.4. Análisis de los procesos de fisuración

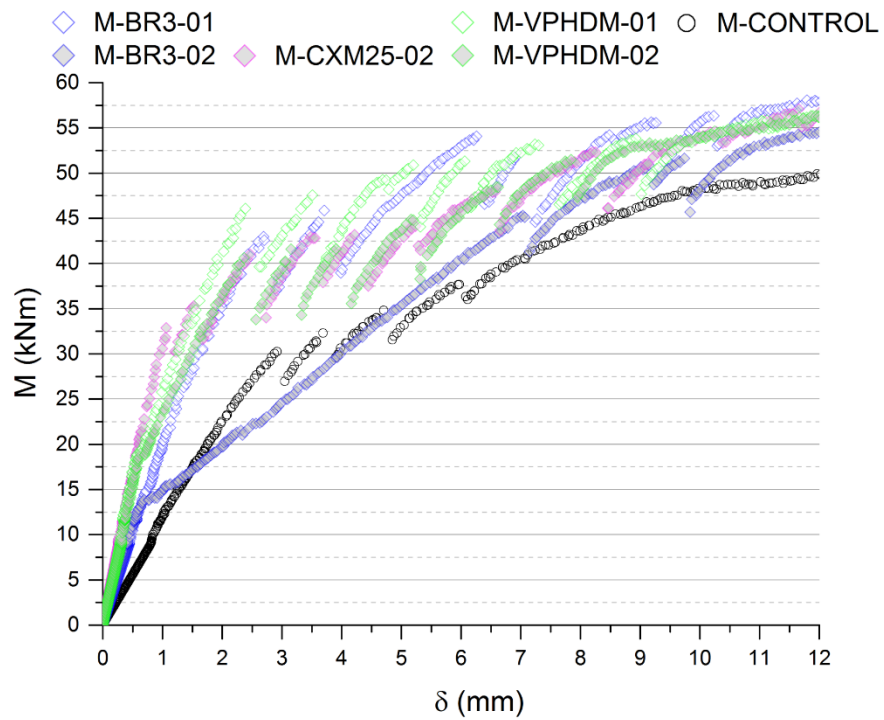
Como ya se ha comentado anteriormente, se visualizaron tres tipos de patrones de fisuración entre las vigas M reforzadas ensayadas hasta rotura (Figura 5.4). Las diferencias entre los patrones residieron en el desarrollo y apertura uniforme de las fisuras en el ámbito central de los especímenes, comprendido entre los dos puntos de aplicación de la carga.

Las siguientes gráficas (Figura 5.11 - Figura 5.13) representan la relación entre el momento flector y el desplazamiento vertical de la sección central de las vigas M reforzadas con *TRM*, centrando el análisis en el tramo de fisuración previo a la plastificación. Se han excluido del estudio los especímenes que fueron pre-fisurados antes del ensayo.

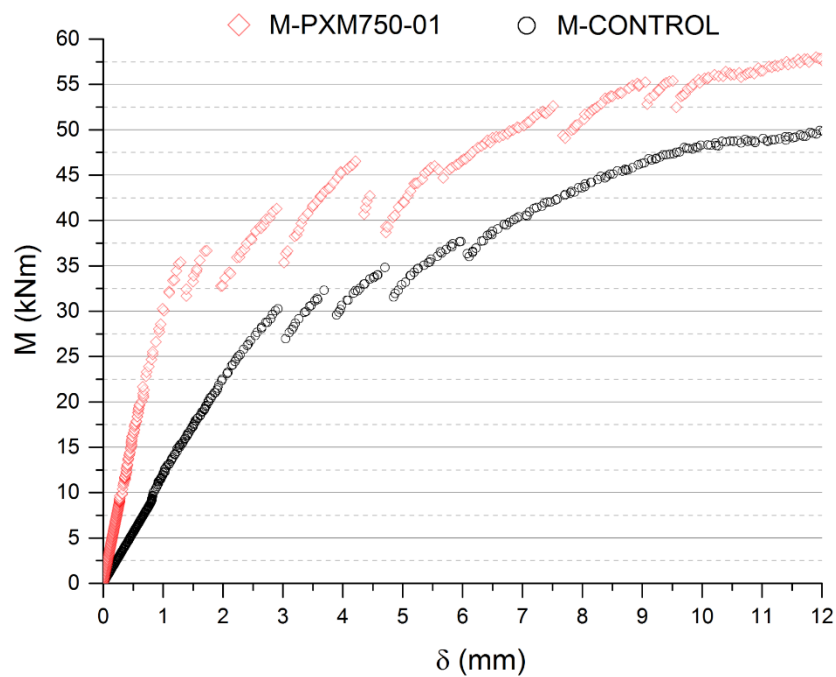
Exceptuando el caso de la viga M-BR3-02, que mostró un comportamiento anormal durante el proceso de carga, se puede observar como todos los especímenes reforzados fueron capaces de retrasar la aparición de la primera fisura.

Comparando los procesos de fisuración con los patrones definidos anteriormente, se constata que existe una relación entre el número de discontinuidades de la curva momento flector-flecha y la cantidad de fisuras propagadas. De esta forma, se observa que las vigas que desarrollaron un patrón de fisuración A (Figura 5.11) mostraron un mayor número de discontinuidades en la curva momento flector-flecha que las que desarrollaron patrones de fisuración B y C (Figura 5.12 y Figura 5.13, respectivamente).

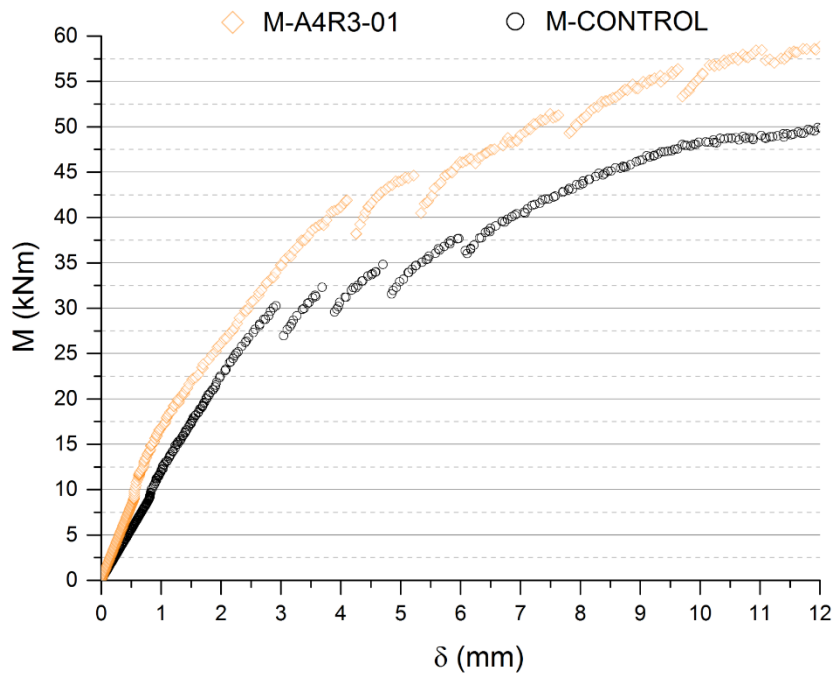




**Figura 5.11** Relación momento flector-flecha de la fase de fisuración de la sección central de las vigas M reforzadas que desarrollaron un patrón de fisuración A (se incluye el espécimen sin reforzar).



**Figura 5.12** Relación momento flector-flecha de la fase de fisuración de la sección central de las vigas M reforzadas que desarrollaron un patrón de fisuración B (se incluye el espécimen sin reforzar).



**Figura 5.13** Relación momento flector-flecha de la fase de fisuración de la sección central de las vigas M reforzadas que desarrollaron un patrón de fisuración C (se incluye el espécimen sin reforzar).

Con el objetivo de comparar directamente la influencia de los refuerzos en el inicio del proceso de fisuración, se define el incremento de momento de fisuración debido al *TRM* ( $\Delta M_{fis,TRM}$ ), según Ec. 5.12, como la diferencia entre el momento de fisuración experimental de cada espécimen reforzado ( $M_{fis,exp}$ ) y el momento de fisuración teórico de cada una de las vigas M sin tener en cuenta la contribución del *TRM* ( $M_{fis,0}$ ), de acuerdo a la ecuación Ec. 5.13:

$$\Delta M_{fis,TRM} = M_{fis,exp} - M_{fis,0} \quad 5.12$$

$$M_{fis,0} = \frac{f_{ct,m}(t)I_{b,0}}{\frac{h}{2}} \quad 5.13$$

Donde  $f_{ct,m}(t)$  es la resistencia media a tracción del hormigón a  $t$  días de edad (Tabla 5.6),  $I_{b,0}$  es la inercia bruta de la sección transversal sin tener en cuenta el refuerzo *TRM* y  $h$  es la altura total de la viga (500mm). El término  $I_{b,0}$  puede calcularse eliminando el espesor del *TRM* de la Ec. 5.10, resultando la expresión típica del momento de inercia de una sección rectangular homogénea (Ec. 5.14):

$$I_{b,0} = \frac{bh^3}{12} \quad 5.14$$

La Tabla 5.8 muestra los valores de momento de fisuración experimental ( $M_{fis,exp}$ ), momento de fisuración teórico sin tener en cuenta la contribución del *TRM* ( $M_{fis,0}$ ) e incremento de momento de

fisuración debido al *TRM* ( $\Delta M_{fis,TRM}$ ) de las vigas M ensayadas que no sufrieron pre-fisuración o comportamiento anómalo durante las primeras etapas de carga.

<i>Espécimen</i>	$M_{fis,exp}$ ( <i>kNm</i> )	$M_{fis,0}$ ( <i>kNm</i> )	$\Delta M_{fis,TRM}$ ( <i>kNm</i> )
M-CONTROL	30,02	29,87	~0,00
M-A4R3-01	42,33	32,27	10,06
M-BR3-01	43,28	37,07	6,21
M-CXM25-02	33,13	29,90	3,23
M-PXM750-01	35,86	29,87	5,99
M-VPHDM-01	46,64	32,30	14,34
M-VPHDM-02	41,50	32,32	9,18

**Tabla 5.8** Comparativa de la capacidad a flexión previa a la fisuración de las vigas M analizadas.

Previo a la realización del análisis comparativo, cabe destacar la validez del método propuesto, observando el buen ajuste que muestran los valores experimental y teórico de la viga sin reforzar.

Los datos de incremento de momento de fisuración debido al *TRM* (Tabla 5.8) muestran cómo, en todos los casos, el *TRM* logró retrasar el proceso de fisuración. Los refuerzos que se mostraron más competitivos fueron los compuestos por tejidos de vidrio y por tejidos de acero. Por el contrario, el refuerzo CXM25 fue el que ofreció peores prestaciones relacionadas con el incremento de momento de fisuración.



## Capítulo 6. Estudio analítico de vigas de HA reforzadas a flexión con *TRM*

### 6.1. Introducción

Los modelos analíticos encontrados como resultado de la búsqueda bibliográfica muestran que no existe una formulación que proporcione una capacidad de predicción precisa del comportamiento resistente a flexión de vigas de hormigón armado reforzadas con *TRM*. Es importante subrayar que factores como (a) los diferentes tipos de morteros y tejidos existentes en el mercado, y las posibles combinaciones entre ellos, (b) las variantes en el proceso de aplicación del refuerzo y (c) la influencia de múltiples variables (*e.g.* modo de fallo, capacidad adherente del refuerzo o cuantías de los elementos resistentes, entre otros) en el comportamiento mecánico de los materiales que componen el conjunto estructural, convierten la predicción de la capacidad a flexión de estos especímenes en problemas multi-paramétricos de elevada dificultad.

La formulación utilizada para el cálculo del momento flector varía en función del tipo de fallo desarrollado por las vigas durante el proceso de carga. De forma similar a las secciones de hormigón armado, en el caso de secciones reforzadas con *TRM*, es imprescindible determinar si el colapso puede ser debido a (1) la plastificación del acero (y posterior rotura del armado y del *TRM*), o (2) el aplastamiento de la cabeza de compresiones del hormigón. Por otro lado, un enfoque global del problema debe tener en cuenta la posible pérdida, durante el proceso de carga, de la interacción completa entre el refuerzo y el sustrato de hormigón y/o entre el tejido resistente y la matriz cementítica, fenómenos que pueden originar un colapso súbito del espécimen por despegue del *TRM*.

Los códigos para el diseño de estructuras de HA reforzadas a flexión con materiales tipo *FRP* llevan incorporados, en el desarrollo de la formulación, las consideraciones descritas anteriormente. Asumiendo que el comportamiento de las matrices orgánicas e inorgánicas es sensiblemente diferente, Ombres [56] comparó los resultados experimentales obtenidos en ensayos de vigas de HA reforzadas a flexión con *TRM* (diferentes configuraciones de refuerzo basadas en tejidos de *PBO*) con las predicciones analíticas

de diferentes modelos basados en refuerzos *FRP* (CNR-DT 200/2004 [80], ACI 440.2R-02 [101], Lu *et al.* [102] y Said and Wu [103]). Las conclusiones del estudio determinaron que los diferentes modelos ofrecían una buena capacidad de predicción cuando las vigas fallaron por aplastamiento de la cabeza de compresiones. No obstante, cuando los colapsos se produjeron por despegue del *TRM*, los resultados teóricos fueron menos precisos, alcanzando una dispersión del 40% respecto los resultados experimentales.

De forma similar a la investigación realizada por Ombres [56], la primera parte del presente capítulo consiste en la evaluación de la capacidad de predicción de la resistencia a flexión que ofrecen algunos modelos de diseño basados en el *FRP* (fib-Bulletin 14 [16] y ACI 440.2R-08 [20]), adaptando la formulación al *TRM* y comparando los resultados con los obtenidos experimentalmente. A este estudio, se incorpora el análisis de los resultados teóricos obtenidos mediante el primer modelo analítico desarrollado específicamente para elementos de hormigón armado reforzados con *TRM* (ACI 549.4R-13 [81]). Es importante destacar que, a diferencia que en la investigación de Ombres [56], las vigas ensayadas en el presente estudio desarrollaron un fallo debido a la plastificación del acero y posterior ruptura del armado y del tejido del *TRM*. Teniendo en cuenta que, además, se realiza una comparación entre diferentes tipos de refuerzos, se puede afirmar que el estudio realizado en el presente trabajo resulta novedoso y permite extraer nuevas conclusiones sobre la capacidad de predicción de los modelos existentes.

Por otro lado, con el objetivo de simplificar el problema analítico, investigaciones recientes se inclinaron por limitar la contribución del refuerzo a la capacidad de flexión de la sección reforzada mediante la introducción de coeficientes reductores de la deformación última (o de la resistencia última a tracción) del *TRM* ([49,61,104]). La segunda parte del estudio presenta una propuesta de cálculo analítico de la capacidad a flexión de vigas de HA reforzadas con *TRM*, basada en la modificación del análisis tensional de la sección transversal, de acuerdo a los resultados experimentales obtenidos.

## **6.2. Predicción de la capacidad a flexión de vigas reforzadas con *TRM* según los códigos existentes**

En esta parte del estudio analítico se muestra el procedimiento realizado para evaluar las capacidades predictivas de cálculo de la resistencia a flexión de vigas de HA reforzadas con *TRM*, según lo establecido en los modelos fib-Bulletin 14 [16] y ACI 440.2R-08 [20], específicos para el diseño de estructuras reforzadas con *FRP*, y en el código ACI 549.4R-13 [81], cuyo ámbito concreto de aplicación son los refuerzos de matriz cementítica.

Inicialmente se realiza una descripción de la formulación y los procesos de cálculo utilizados por cada uno de los códigos, así como las consideraciones que se tienen en cuenta para su desarrollo. A continuación, se incluyen las consideraciones adoptadas con el objetivo de (i) adaptar la formulación de los códigos específicos de *FRP* a las propiedades del *TRM* y (ii) hacer comparables los resultados

obtenidos analíticamente. Por último se realiza una evaluación de las predicciones de la resistencia a flexión de los diferentes especímenes ensayados y una comparación respecto los resultados experimentales obtenidos en la campaña experimental descrita en el Capítulo 5.

### 6.2.1. Códigos estudiados

En los siguientes subapartados se muestra una descripción de la formulación y de las metodologías de cálculo incluidas en los códigos de diseño estudiados. De acuerdo a las observaciones registradas en los ensayos experimentales, en todos los casos se realizan las siguientes hipótesis:

- El hormigón no alcanza la deformación última de compresión (0,0035 en el caso del modelo fib-Bulletin 14 [16] y 0,003 en el caso de los modelos ACI 440.2R-08 [20] y ACI 549.4R-13 [81]).
- No se considera el fallo por despegue del refuerzo adherido externamente.

#### 6.2.1.1. Modelo fib-Bulletin 14

El modelo propuesto por fib-Bulletin 14 [16] basa su desarrollo en los principios clásicos de diseño de secciones de hormigón armado. De esta forma, el cálculo del momento resistente se realiza bajo las hipótesis de compatibilidad de deformaciones de todos los elementos resistentes (hormigón, acero y *FRP*) y en el equilibrio interno de fuerzas en la sección. El análisis tiene en cuenta que, en el momento de la aplicación de los refuerzos, el elemento estructural no está totalmente descargado y, por consiguiente, se debe considerar deformaciones iniciales en el sustrato ( $\varepsilon_0$ ). En el caso de estudio, no se ha considerado estas deformaciones, debido a que los refuerzos fueron instalados con la cara traccionada de las vigas hacia arriba (ver apartado C.3.2 del Anexo C).

Con las consideraciones descritas anteriormente, la capacidad a flexión según fib-Bulletin 14 [16] ( $M_{fib14}$ ) se determina de la siguiente forma (Ec. 6.1):

$$M_{fib14} = A_s f_{s,y} (d - \delta_G x) + A_f E_f \varepsilon_{fu} (h - \delta_G x) + A_{s2} E_s \varepsilon_{s2} (\delta_G x - d_2) \quad 6.1$$

Donde  $A_s$  y  $A_{s2}$  son el área de acero a tracción y a compresión, respectivamente,  $f_{s,y}$  es la tensión de límite elástico del acero,  $E_s$  es el módulo de elasticidad longitudinal del acero,  $A_f$  es el área del *FRP*,  $E_f$  y  $\varepsilon_{fu}$  son el módulo de elasticidad longitudinal y la deformación última del refuerzo, respectivamente,  $d$  y  $d_2$  son las distancias entre la fibra más comprimida de la sección y el armado a tracción y a compresión (de acuerdo a la Tabla 5.3),  $h$  es la distancia entre la fibra más comprimida de la sección y el refuerzo *FRP* ( $h$  coincide con la altura de la sección bruta de hormigón), y  $\varepsilon_{s2}$  es la deformación del acero a compresión en el estado analizado, que imponiendo compatibilidad de deformaciones, se obtiene de la siguiente manera (Ec. 6.2):

$$\varepsilon_{s2} = \varepsilon_{fu} \frac{x - d_2}{h - x} \quad 6.2$$

Donde  $\varepsilon_{fu}$  es la deformación última del FRP. En la formulación original, el código sitúa el refuerzo en la fibra más traccionada de la sección bruta de hormigón.

En la ecuación Ec. 6.1,  $\delta_G$  es un parámetro que ubica la resultante del bloque de compresiones del hormigón, cuya determinación depende del nivel de deformación que presenta la fibra más comprimida del hormigón (Ec. 6.3):

$$\delta_G = \begin{cases} \frac{8 - 1000\varepsilon_c}{4(6 - 1000\varepsilon_c)} & \text{para } \varepsilon_c \leq 0,002 \\ \frac{1000\varepsilon_c(3000\varepsilon_c - 4) + 2}{2000\varepsilon_c(3000\varepsilon_c - 2)} & \text{para } 0,002 \leq \varepsilon_c \leq 0,0035 \end{cases} \quad 6.3$$

Donde  $\varepsilon_c$  es la deformación que presenta la fibra más comprimida del hormigón en el estado analizado, obtenida imponiendo compatibilidad de deformaciones según la ecuación Ec. 6.4:

$$\varepsilon_c = \varepsilon_{fu} \frac{x}{h - x} \quad 6.4$$

Por último, el modelo fib-Bulletin 14 [16] define la profundidad de la fibra neutra ( $x$ ) mediante el equilibrio de fuerzas internas en la sección, de acuerdo con la ecuación Ec. 6.5:

$$0,85\Psi f_c b x + A_{s2} E_s \varepsilon_{s2} = A_s f_{s,y} + A_f E_{fu} \varepsilon_{fu} \quad 6.5$$

Donde  $f_c$  es la resistencia a compresión del hormigón,  $b$  es el ancho de la sección de hormigón y  $\Psi$  es un coeficiente que regula el comportamiento tensional del bloque de compresiones (Ec. 6.6):

$$\Psi = \begin{cases} 1000\varepsilon_c \left( 0,5 - \frac{1000}{12} \varepsilon_c \right) & \text{para } \varepsilon_c \leq 0,002 \\ 1 - \frac{2}{3000\varepsilon_c} & \text{para } 0,002 \leq \varepsilon_c \leq 0,0035 \end{cases} \quad 6.6$$

Suponiendo inicialmente que, la deformación de la fibra más comprimida del hormigón es inferior a 0,002, se resuelve el sistema no lineal que forman las ecuaciones Ec. 6.2, Ec. 6.22, Ec. 6.4, Ec. 6.5 y Ec. 6.6, obteniendo la profundidad de la fibra neutra  $x$ . Previamente al cálculo de la resistencia a flexión según fib-Bulletin 14 [16] ( $M_{fib14}$ ), es necesario comprobar la validez de las hipótesis consideradas (Ec. 6.7 y Ec. 6.8):

$$\varepsilon_c = \varepsilon_{fu} \frac{x}{h - x} \leq 0,002 \quad 6.7$$



$$\varepsilon_{s2} = \varepsilon_{fu} \frac{x - d_2}{h - x} \leq \frac{f_{s,y}}{E_s} \quad 6.8$$

### 6.2.1.2. Modelo ACI 440.2R-08

Equivalentemente al modelo fib-Bulletin 14 [16], el código propuesto por ACI 440.2R-08 [20] está destinado al refuerzo de estructuras de hormigón armado reforzadas externamente con *FRP*. De forma similar, este modelo basa el cálculo del momento resistente en las siguientes consideraciones:

- Las secciones planas permanecen planas durante el proceso de carga. De esto se deriva que las deformaciones en los diferentes materiales resistentes son proporcionales a la profundidad de la fibra neutra.
- No se considera deslizamiento relativo entre el sustrato de hormigón y el refuerzo *FRP*.
- La deformación por cortante en el *FRP* se considera despreciable debido a la delgadez del refuerzo.
- No se considera la resistencia a tracción del hormigón.
- El *FRP* trabaja de forma elástico-lineal hasta rotura.
- En caso de aplicaciones *in-situ*, el modelo considera que el sustrato presenta una deformación inicial  $\varepsilon_{bi}$  en el instante de aplicación del refuerzo. De la misma manera que en el caso del modelo fib-Bulletin 14 [16], debidas las condiciones particulares de aplicación del *TRM* en las vigas ensayadas, no se considera esta deformación inicial en el desarrollo de la formulación (ver apartado C.3.2 del Anexo C).

Teniendo en cuenta las consideraciones presentadas anteriormente, el modelo ACI 440.2R-08 [20] define la capacidad a flexión de una viga reforzada externamente con *FRP* ( $M_{ACI440}$ ) de la siguiente manera (Ec. 6.9):

$$M_{ACI440} = A_s f_s \left( d - \frac{\beta_1 c}{2} \right) + A_f f_{fe} \left( d_f - \frac{\beta_1 c}{2} \right) \quad 6.9$$

Donde  $A_s$  es el área de acero a tracción,  $f_s$  es la tensión a que está sometida el acero,  $E_s$  es el módulo de elasticidad longitudinal del acero,  $A_f$  es el área del *FRP*,  $f_{fe}$  es el nivel de tensión eficaz del *FRP*,  $\beta_1$  es uno de los factores que determinan el comportamiento del bloque de compresiones del hormigón,  $c$  es la profundidad de la fibra neutra,  $d$  es el brazo mecánico del armado a tracción (Tabla 5.3) y  $d_f$  es el brazo mecánico del refuerzo externo.

Referente a la tensión eficaz  $f_{fe}$ , esta viene determinada por el producto del módulo de elasticidad longitudinal del *FRP* ( $E_f$ ) y la deformación eficaz del refuerzo ( $\varepsilon_{fe}$ ) (Ec. 6.10). El cálculo de la deformación eficaz del *FRP* se realiza teniendo en cuenta la compatibilidad de deformaciones en la sección e imponiendo que la fibra más traccionada del hormigón alcanza su deformación última (Ec.

6.11). Por otro lado, el modelo ACI 440.2R-08 [20] especifica que la deformación eficaz del *FRP* ( $\varepsilon_{fe}$ ) no podrá ser superior a la deformación de diseño por despegue del refuerzo ( $\varepsilon_{fd}$ ), definida en la ecuación Ec. 6.12:

$$f_{fe} = E_f \varepsilon_{fe} \quad 6.10$$

$$\varepsilon_{fe} = 0,003 \left( \frac{d_f - c}{c} \right) \leq \varepsilon_{fd} \quad 6.11$$

$$\varepsilon_{fd} = 0,41 \sqrt{\frac{f'_c}{n E_f t_f}} \leq 0,9 \varepsilon_{fu} \quad 6.12$$

Donde  $f'_c$  es la resistencia a compresión del hormigón,  $n$  es el número de capas aplicadas de *FRP* y  $t_f$  es el espesor de cada una de las capas de refuerzo. Notar que en la ecuación Ec. 6.12,  $f'_c$  y  $E_f$  están en MPa, y  $t_f$  está en mm.

La tensión  $f_s$  a que está sometida el acero se calcula mediante el producto del módulo de elasticidad longitudinal del acero ( $E_s$ ) y la deformación que presenta el armado a tracción ( $\varepsilon_s$ ) (Ec. 6.13), obtenida de acuerdo a la compatibilidad de deformaciones en la sección (Ec. 6.14):

$$f_s = E_s \varepsilon_s \leq f_{s,y} \quad 6.13$$

$$\varepsilon_s = \varepsilon_{fe} \left( \frac{d - c}{d_f - c} \right) \quad 6.14$$

El modelo ACI 440.2R-08 [20] propone la obtención de la profundidad de la fibra neutra ( $c$ ) mediante un método iterativo de prueba y error. Este consiste en suponer una profundidad de fibra neutra inicial ( $c_0$ ) (Ec. 6.15), obtener las variables expresadas en las ecuaciones Ec. 6.10 - Ec. 6.14 y evaluar la profundidad de la fibra neutra real, de acuerdo a la ecuación Ec. 6.16:

$$c_0 = 0,2d \quad 6.15$$

$$c = \frac{A_s f_s + A_f f_{fe}}{\alpha_1 f'_c \beta_1 b} \quad 6.16$$

Donde  $b$  es el ancho de la sección de hormigón, y  $\alpha_1$  y  $\beta_1$  son los factores que regulan el comportamiento del bloque de compresiones del hormigón, obtenidos según ACI 318 [105]. El cálculo de estos factores se ve influenciado por la deformación de la fibra más comprimida del hormigón ( $\varepsilon_c$ ), que en caso de no desarrollarse un colapso por aplastamiento de la cabeza de compresiones, debe obtenerse según la ecuación Ec. 6.17:

$$\varepsilon_c = \varepsilon_{fe} \left( \frac{c}{d_f - c} \right) \quad 6.17$$

Una vez determinada la profundidad de la fibra neutra real ( $c$ ), se compara su valor con el de la profundidad de la fibra neutra inicial ( $c_0$ ). Solo en el caso de coincidir su valor, se considera que el cálculo de la profundidad de la fibra neutra ( $c$ ) es correcto. En caso contrario, se debe repetir el proceso, volviendo a evaluar las ecuaciones Ec. 6.10 - Ec. 6.17 hasta cumplir la condición necesaria.

### 6.2.1.3. Modelo ACI 549.4R-13

De los tres modelos evaluados, el código propuesto por ACI 549.4R-13 [81] es el único en el que se utilizan específicamente las propiedades mecánicas del *TRM*. Las hipótesis previas y el desarrollo del cálculo son análogos a los utilizados por el modelo ACI 440.2R-08 [20], siendo la capacidad a flexión de una viga reforzada externamente con *TRM* ( $M_{ACI549}$ ) la siguiente (Ec. 6.18):

$$M_{ACI549} = A_s f_s \left( d - \frac{\beta_1 c}{2} \right) + A_f f_{fe} \left( d_f - \frac{\beta_1 c}{2} \right) \quad 6.18$$

Donde  $A_s$  es el área de acero a tracción,  $f_s$  es la tensión a que está sometida el acero,  $E_s$  es el módulo de elasticidad longitudinal del acero,  $A_f$  es el área transversal del tejido del *TRM*,  $f_{fe}$  es el nivel de tensión eficaz del *TRM*,  $\beta_1$  es uno de los factores que determinan el comportamiento del bloque de compresiones del hormigón,  $c$  es la profundidad de la fibra neutra,  $d$  es el brazo mecánico del armado a tracción (Tabla 5.3) y  $d_f$  es el brazo mecánico del refuerzo externo.

El área transversal del tejido  $A_f$  se puede obtener de acuerdo a la ecuación Ec. 6.19:

$$A_f = n b t_{tex} \quad 6.19$$

Donde  $n$  es el número de capas de tejido aplicadas,  $b$  es el ancho de la sección de hormigón y  $t_{tex}$  es el espesor equivalente del tejido, parámetro que usualmente proporcionan los fabricantes y que relaciona el espesor de la malla con la distribución geométrica de las fibras. El espesor equivalente del tejido se calcula de la siguiente manera (Ec. 6.20):

$$t_{tex} = \frac{a}{s} t \quad 6.20$$

Donde  $t$  es el espesor de la malla,  $a$  es el ancho del mechón/cordón y  $s$  es la distancia entre dos mechones/cordones consecutivos, medida de eje a eje.

La única diferencia metodológica que existe entre los modelos ACI 549.4R-13 [81] y ACI 440.2R-08 [20] reside en el cálculo de la deformación de diseño por despegue del refuerzo ( $\varepsilon_{fd}$ ), que en el caso del

código en el que se utilizan las propiedades del *TRM*, su valor se obtiene según lo especificado en la ecuación Ec. 6.21:

$$\varepsilon_{fd} = \min(\varepsilon_{fu}, 0,012) \quad 6.21$$

Donde  $\varepsilon_{fu}$  es la deformación última del refuerzo *TRM*.

El procedimiento para el cálculo de la profundidad de la fibra neutra es exactamente el mismo que en el caso de ACI 440.2R-08 [20], siguiendo el método iterativo de prueba y error descrito en las ecuaciones Ec. 6.10, Ec. 6.11, Ec. 6.13 – Ec. 6.17.

Tal y como se ha comentado anteriormente, el modelo ACI 549.4R-13 [81] es el único de los códigos estudiados que utiliza las propiedades del *TRM* para realizar las predicciones analíticas. Debido al hecho de que no existe una metodología experimental definida de cómo obtener estas propiedades, la puesta en práctica de este modelo analítico resulta, a priori, poco fiable y los resultados obtenidos deben analizarse cuidadosamente.

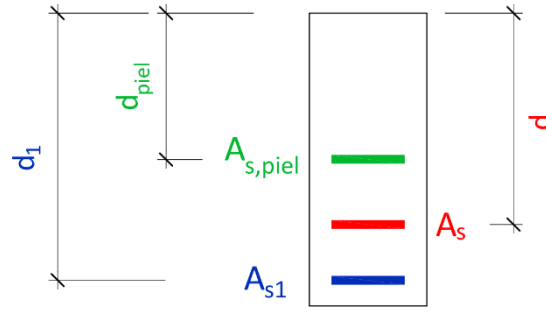
### 6.2.2. Particularidades del análisis

En el presente apartado se describen las particularidades de los diferentes análisis realizados. Para el caso particular de estudio, se ha considerado que el único elemento resistente del *TRM* es el tejido embebido en la capa de mortero. Por consiguiente, se adapta la posición del refuerzo respecto la fibra más comprimida a una cota correspondiente a la altura modificada de la sección bruta ( $h_{TRM}$ ), obtenida según la ecuación Ec. 6.22:

$$\left. \begin{array}{l} fib - Bulletin\ 14 \rightarrow h \\ ACI\ 440.2R - 08 \\ ACI\ 549.4R - 13 \end{array} \right\} \rightarrow d_f \Bigg\} \equiv h_{TRM} = h + \frac{g}{2} \quad 6.22$$

Donde  $h$  es la altura de la sección bruta de hormigón y  $g$  es el espesor medio del *TRM*.

Debido a la escasa cuantía de armado inferior instalada en la sección de hormigón, con el objetivo de realizar unas estimaciones precisas de la resistencia a flexión, en todos los modelos de cálculo se ha tenido en cuenta la contribución del armado de piel en el área de acero a tracción definida. De esta forma, se ha estimado una ponderación del área a tracción del acero ( $A_s$ ) y de su brazo mecánico correspondiente ( $d$ ), de acuerdo a la Figura 6.1 y las ecuaciones Ec. 6.23 y Ec. 6.24.



**Figura 6.1** Ponderación del área a tracción de las vigas M.

$$A_s = A_{s1} + A_{s,piel} \quad 6.23$$

$$d = \frac{A_{s1}d_1 + A_{s,piel}d_{piel}}{A_s} \quad 6.24$$

Donde  $A_{s1}$  y  $A_{s,piel}$  son las áreas de acero de la armadura inferior y la armadura de piel, respectivamente (ver apartado 5.2 del Capítulo 5), y  $d_1$  y  $d_{piel}$  son los brazos mecánicos de la armadura inferior y la armadura de piel, respectivamente (ver Tabla 5.3). Referente al armado de compresión, solo se ha tenido en cuenta su contribución resistente en aquellos modelos que lo consideran en el cálculo.

Por otro lado, la resistencia a compresión del hormigón utilizada en los cálculos se ha ponderado teniendo en cuenta la edad del hormigón ( $t$ ) en el momento del ensayo. Así pues, según lo establecido en la norma española EHE-08 [100], la resistencia a compresión del hormigón a la edad  $t$  ( $f_{cm}(t)$ ) de cada una de las vigas M se define de la siguiente manera (Ec. 6.25):

$$f_{cm}(t) = e^{s\left(1 - \sqrt{\frac{28}{t}}\right)} f_{cm,28} \quad 6.25$$

Donde  $s$  es un coeficiente que depende del tipo de cemento (en caso cementos normales tipo CEM 42,5,  $s$  equivale a 0,25),  $t$  es el tiempo transcurrido en días desde la ejecución de las vigas hasta la realización del ensayo (Tabla 5.6) y  $f_{cm,28}$  es la resistencia media a compresión del hormigón a la edad de 28 días (Tabla 5.1).

Respecto los materiales de refuerzo, con el objetivo de adaptar las formulaciones propuestas por los códigos fib-Bulletin 14 [16] y ACI 440.2R-08 [20] al cálculo de la capacidad a flexión de las vigas reforzadas con *TRM*, se han considerado para el análisis la utilización de las propiedades mecánicas de las fibras ( $E_{fib}$  y  $\varepsilon_{fib}$ ) proporcionadas por los fabricantes (ver Tabla A.18 – Tabla A.21 del apartado A.5.1 del Anexo A) y una distribución continua equivalente de las mismas en el ancho del refuerzo

Por último, en el caso del análisis según el código ACI 549.4R-13 [81], se han realizado dos tipos de predicciones utilizando la misma formulación. En la primera, la predicción de la capacidad a flexión de las vigas reforzadas ( $M_{ACI549-1}$ ) se ha realizado utilizando las propiedades mecánicas del *TRM* obtenidas de la campaña experimental de caracterización llevada a cabo en el presente trabajo (Tabla 6.1). En cambio,

en la segunda predicción ( $M_{ACI549-2}$ ) se han utilizado las características mecánicas del *TRM* recopiladas de estudios similares o proporcionadas por los fabricantes (Tabla 6.2).

		<i>A4R3</i>	<i>BR3</i>	<i>CXM25</i>	<i>PXM750</i>	<i>VPHDM</i>
Módulo de Young del <i>TRM</i> fisurado	$E_f$ (GPa)	34	37	48	57	38
Alargamiento último del <i>TRM</i>	$\varepsilon_{fu}$ (%)	1,11	1,06	1,06	3,04	0,66

**Tabla 6.1** Propiedades mecánicas del *TRM* utilizadas para calcular la capacidad a flexión  $M_{ACI549-1}$  de las vigas M.

		<i>A4R3</i> <sup>a</sup>	<i>BR3</i> <sup>a</sup>	<i>CXM25</i> <sup>b</sup>	<i>PXM750</i> <sup>b</sup>	<i>VPHDM</i> <sup>c</sup>
Módulo de Young del <i>TRM</i> fisurado	$E_f$ (GPa)	113	48	80	128	90
Alargamiento último del <i>TRM</i>	$\varepsilon_{fu}$ (%)	2,76	1,65	1,00	1,76	1,19

<sup>a</sup> Larrinaga [57]

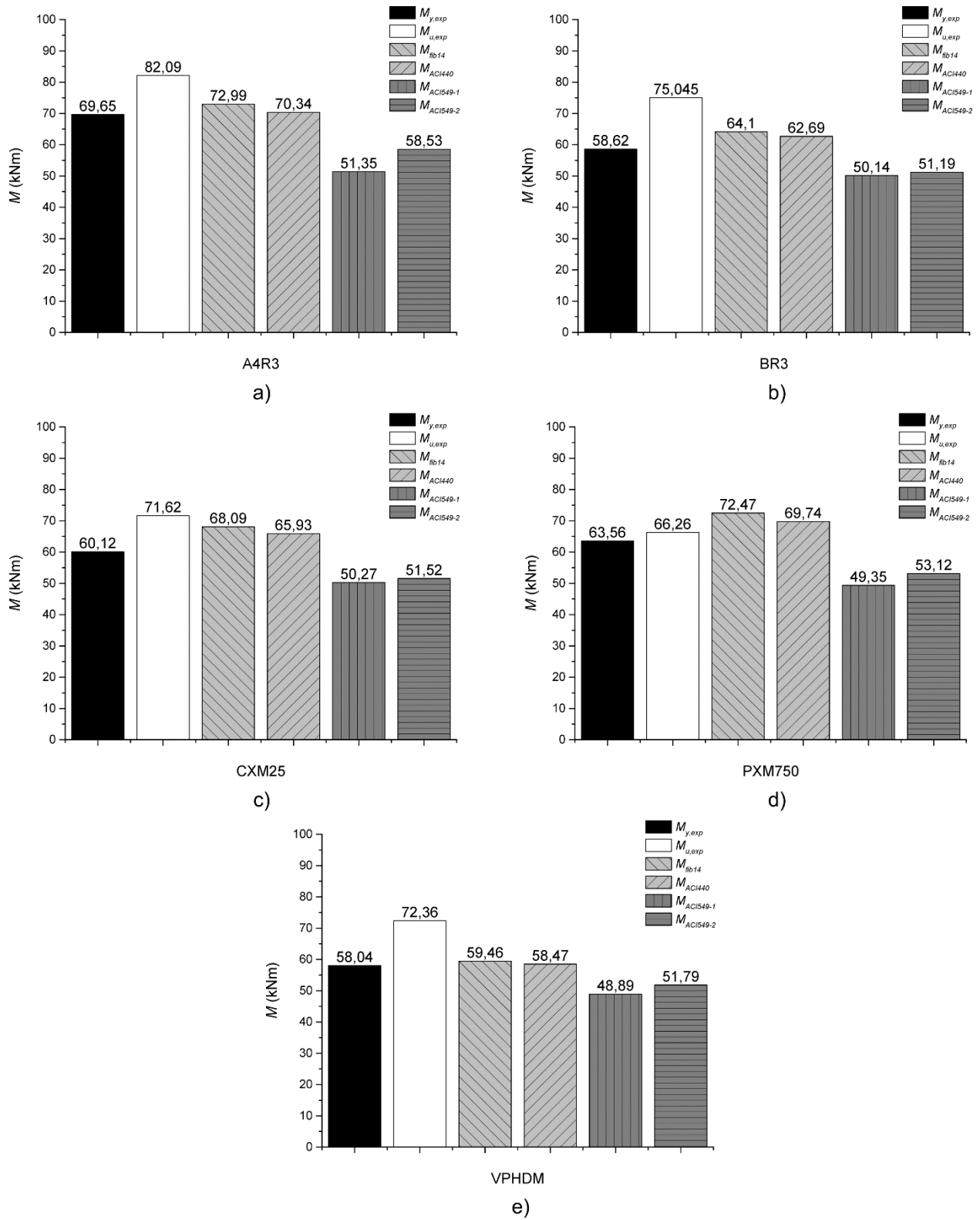
<sup>b</sup> Arboleda [96]

<sup>c</sup> Proporcionado por el fabricante.

**Tabla 6.2** Propiedades mecánicas del *TRM* utilizadas para calcular la capacidad a flexión  $M_{ACI549-2}$  de las vigas M.

### 6.2.3. Resultados y comparación

La Figura 6.2 muestra las contribuciones del *TRM* a la resistencia a flexión en función del modelo utilizado. También se muestran los valores experimentales de momento de plastificación ( $M_{y,exp}$ ) y momento último resistido ( $M_{u,exp}$ ). En todos los casos, los valores mostrados son el promedio de las dos repeticiones de cada tipo de refuerzo aplicado. La Tabla 6.3 resume los errores relativos entre los valores experimentales ( $M_{y,exp}$  y  $M_{u,exp}$ ) y las predicciones analíticas ( $M_{fib14}$ ,  $M_{ACI440}$ ,  $M_{ACI549-1}$  y  $M_{ACI549-2}$ ).



**Figura 6.2** Capacidades a flexión experimental y analítica de las vigas M reforzadas con *TRM*: a) A4R3, b) BR3, c) CXM25, d) PXM750 y e) VPHDM.

	<i>A4R3</i>	<i>BR3</i>	<i>CXM25</i>	<i>PXM750</i>	<i>VPHDM</i>
$\varepsilon(M_{y,exp} - M_{fib14})$ (%)	4,82	9,34	13,26	14,03	2,45
$\varepsilon(M_{y,exp} - M_{ACI440})$ (%)	0,99	6,96	9,67	9,74	0,77
$\varepsilon(M_{y,exp} - M_{ACI549-1})$ (%)	26,28	14,46	16,38	22,35	15,75
$\varepsilon(M_{y,exp} - M_{ACI549-2})$ (%)	15,96	12,67	14,30	16,42	10,75
$\varepsilon(M_{u,exp} - M_{fib14})$ (%)	11,09	14,59	4,93	9,37	17,82
$\varepsilon(M_{u,exp} - M_{ACI440})$ (%)	14,33	16,45	7,94	5,26	19,17
$\varepsilon(M_{u,exp} - M_{ACI549-1})$ (%)	37,46	33,18	29,81	25,52	32,41
$\varepsilon(M_{u,exp} - M_{ACI549-2})$ (%)	28,71	31,78	28,06	19,83	28,41

**Tabla 6.3** Errores relativos entre los resultados experimentales y las predicciones analíticas referentes a la capacidad a flexión de las vigas M reforzadas con *TRM* (valores absolutos).

Como tendencia general, se observa que las predicciones realizadas con los modelos específicos para *FRP* están entre los valores de momento de plastificación experimental ( $M_{y,exp}$ ) y de momento último experimentales ( $M_{u,exp}$ ) (Figura 6.2). Solo en el caso de los especímenes reforzados con *TRM* tipo PXM750, los valores analíticos obtenidos con la adaptación de los códigos fib-Bulletin 14 [16] y ACI 440.2R-08 [20] son superiores al momento último experimental desarrollado (Figura 6.2d). Comparando estos dos modelos, se puede observar cómo, en todos los casos, el modelo ACI 440.2R-08 [20] muestra una mejor capacidad de predicción del momento de plastificación ( $M_{y,exp}$ ) que el modelo fib-Bulletin 14 [16] (Tabla 6.3).

En cuanto al modelo ACI 549.4R-13 [81], se puede afirmar que su precisión en el cálculo de la capacidad a flexión de vigas reforzadas es significativamente inferior a la ofrecida por los modelos de *FRP* (Figura 6.2). Los valores analíticos obtenidos ( $M_{ACI549-1}$  y  $M_{ACI549-2}$ ) han sido entre un 10,75% y un 26,28% inferiores a los momentos de plastificación ( $M_{y,exp}$ ) correspondientes (Tabla 6.3), mostrando que su capacidad de predicción es significativamente conservadora.

Centrando el análisis en los diferentes tipos de *TRM*, se puede observar cómo, en los casos de los refuerzos A4R3 (Figura 6.2a) y VPHDM (Figura 6.2e), los modelos fib-Bulletin 14 [16] y ACI 440.2R-08 [20] ofrecen una capacidad de predicción con un error relativo inferior al 5% respecto los valores de momento de plastificación ( $M_{y,exp}$ ) obtenidos experimentalmente (Tabla 6.3). Es importante destacar que si se analizan únicamente los valores analíticos resultantes del modelo ACI 440.2R-08 [20], este error se reduce al 1%, resultando una predicción significativamente precisa.

En cuanto a los especímenes M-BR3 (Figura 6.2b), se puede observar que la tendencia es similar a la descrita con los refuerzos de fibras de acero y de vidrio, pero con una menor precisión de cálculo (el error entre los valores analíticos según los modelos fib-Bulletin 14 [16] y ACI 440.2R-08 [20] respecto al momento de plastificación ( $M_{y,exp}$ ) oscila entre el 7% y el 9,3%, tal y como se muestra en la Tabla 6.3).

En referencia a los especímenes reforzados con CXM25 (Figura 6.2c) y PXM750 (Figura 6.2d), se puede advertir como las predicciones realizadas con los modelos del *FRP* se acercan más a los valores experimentales de momento último ( $M_{u,exp}$ ) que a los de momento de plastificación ( $M_{y,exp}$ ) (Tabla 6.3).



Este hecho puede estar condicionado por la capacidad de transmisión de tensiones de forma uniforme entre la matriz y los filamentos que componen tejido.

Papanicolaou y Papantoniou [61] afirmaron que la respuesta de los especímenes después de la primera fisura depende de dos factores: (1) la cuantía de tejido de refuerzo y (2) las características de adhesión entre los mechones del tejido y la matriz. En este sentido, observaron que existe una relación directa entre la eficacia del *TRM*, como elemento que permite aumentar el momento último resistido por las vigas, y el hecho que los mechones que componen los tejidos estén revestidos por una capa polimérica. En sus conclusiones, afirmaron que los tejidos que tienen los mechones recubiertos son capaces de evitar diferencias de deformación entre los filamentos externos e internos, además de mejorar la adherencia entre el mechón y la matriz de mortero. Por consiguiente, estos tejidos con mechones revestidos presentan una mejor aptitud para desarrollar sus capacidades mecánicas.

Esta explicación está en consonancia con los resultados obtenidos. Se puede observar como las vigas reforzadas con *TRM* cuyos tejidos presentaban mechones recubiertos (A4R3 y VPHDM) mostraron una mejor concordancia entre las predicciones analíticas y los resultados experimentales que los refuerzos cuyos mechones no estaban recubiertos (BR3, CXM25, PXM750).

### 6.3. Modelo analítico propuesto

La segunda parte del estudio consiste en el desarrollo de una metodología analítica que permita predecir las capacidades a flexión última y de plastificación de vigas de HA reforzadas con diferentes tipos de *TRM*.

El incremento de la capacidad a flexión que ofrecen los refuerzos de matriz cementítica depende de la capacidad que tengan los diferentes componentes del *TRM* (tejidos y matriz) de transmitir las tensiones entre el refuerzo y la viga. Esta transmisión de tensiones está influenciada básicamente por (1) la capacidad adherente de la matriz respecto al sustrato y respecto la malla resistente y (2) la capacidad de los tejidos de distribuir las tensiones uniformemente sin deslizar, parcialmente o totalmente, dentro de la matriz.

Respecto a ambas consideraciones, Papanicolaou y Papantoniou [61] y D'Ambrisi y Focacci [49] advirtieron que los mecanismos de transferencia de tensiones son un fenómeno complejo que depende de múltiples factores:

- En el *tejido*: tipo de fibra, disposición de las fibras en la malla y acabado superficial de los mechones de los tejidos.
- En la *matriz*: composición de los morteros y tamaño del grano.
- En la *viga de HA*: calidad del hormigón y el tratamiento previo del sustrato.

A pesar de la complejidad del análisis, diferentes investigaciones similares basaron su propuesta analítica en la reducción de las capacidades mecánicas de las fibras, es decir, considerar una tensión eficaz de las fibras que resuma los aspectos previamente expuestos. En este sentido, Wiberg [104] definió el parámetro de reducción ( $\eta$ ) que relaciona la tensión última de las fibras y la tensión real ofrecida por el refuerzo según diferentes ensayos experimentales realizados. Por otro lado, Papanicolaou y Papantoniou [61] sugirieron tres tipos de reducciones diferentes:

- El factor de reducción  $k$  tiene en cuenta el daño progresivo que sufren las fibras en las zonas alrededor de las fisuras relacionadas con fenómenos como el deslizamiento y el desgaste, así como, la ondulación y la retorcedura. Los autores sugieren utilizar un factor de reducción  $k$  de 0,65 para tejidos de fibra de carbono y de 0,75 para tejidos de fibra de vidrio.
- El factor de reducción  $k_b$  cuantifica el área del tejido que está correctamente impregnada por la matriz. En el caso de tejidos cuyos mechones presentan recubrimientos, este factor toma como valor la unidad. En caso contrario, los autores proponen utilizar un factor de reducción  $k_b$  de 0,25.
- El factor de reducción  $k_s$  considera la distribución no homogénea de deformaciones entre los filamentos externos e internos de un mechón. En este caso, se considera que los tejidos de fibras sin recubrimiento presentan esta fenomenología y el factor de corrección  $k_s$  toma por valor 0,40.

En el presente trabajo se desarrolla una metodología analítica que permita predecir el momento último ( $M_u$ ) de vigas de HA reforzadas externamente con *TRM*. En este sentido, el principal objetivo del estudio se centra en determinar un parámetro de reducción de la capacidad resistente de las diferentes fibras utilizadas como componente del refuerzo ( $\beta$ ) que ajuste, de forma precisa, las predicciones analíticas del momento último ( $M_{u,an}$ ) con los resultados experimentales ( $M_{u,exp}$ ) obtenidos (ver Capítulo 5).

El ámbito de aplicación del modelo analítico propuesto queda acotado a especímenes que desarrollen un colapso por plastificación del acero y la posterior ruptura del armado y del *TRM*. Este caso es de especial interés debido a que representa la situación de máximo aprovechamiento del material de refuerzo. Por consiguiente, no se consideran fallos por aplastamiento de la cabeza de compresiones o despegue del *TRM*.

### 6.3.1. Procedimiento

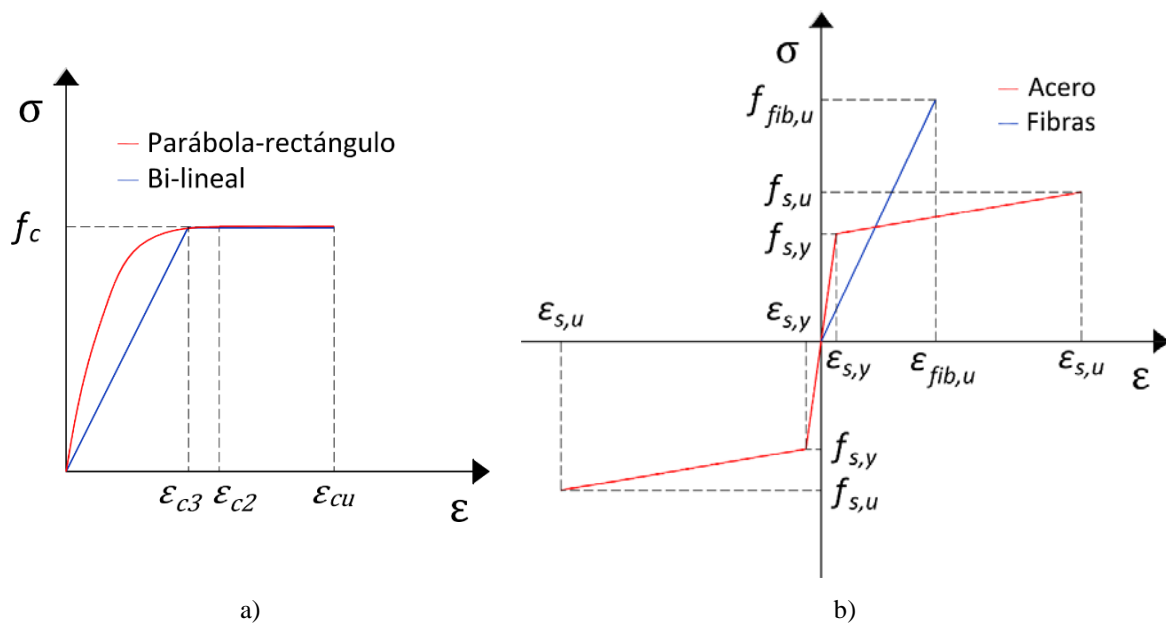
El modelo analítico definido a continuación se basa en el estudio clásico del equilibrio de la sección, suponiendo la compatibilidad de deformaciones y modificando las capacidades de las fibras de los tejidos para adaptarlas a su comportamiento real.

Las ecuaciones constitutivas (relaciones entre las deformaciones y las tensiones) de los diferentes materiales que actúan como elementos resistentes en la sección se muestran gráficamente en la Figura 6.3. Se puede observar cómo, referente al hormigón (Figura 6.3a), se muestra únicamente la zona de comportamiento a compresión, descartando su resistencia a tracción. En este caso, se muestran ambos

diagramas de comportamiento aceptados para el cálculo, *i.e.* el diagrama parábola-rectángulo y el diagrama bi-lineal [106]. En el presente estudio, dado que el análisis se centra en la capacidad última de los especímenes reforzados y se considera que el hormigón está totalmente plastificado, ambos diagramas de comportamiento resultan válidos.

En cuanto al armado, la Figura 6.3b muestra el diagrama elástico-plástico utilizado en el presente estudio, de acuerdo a lo establecido en la instrucción española EHE-08 [100]. En este caso, se considera que el acero es capaz de seguir incrementando tensiones en la fase plástica de comportamiento.

Por último, el comportamiento de las fibras se considera elástico-lineal hasta su rotura, de acuerdo a la Figura 6.3b.

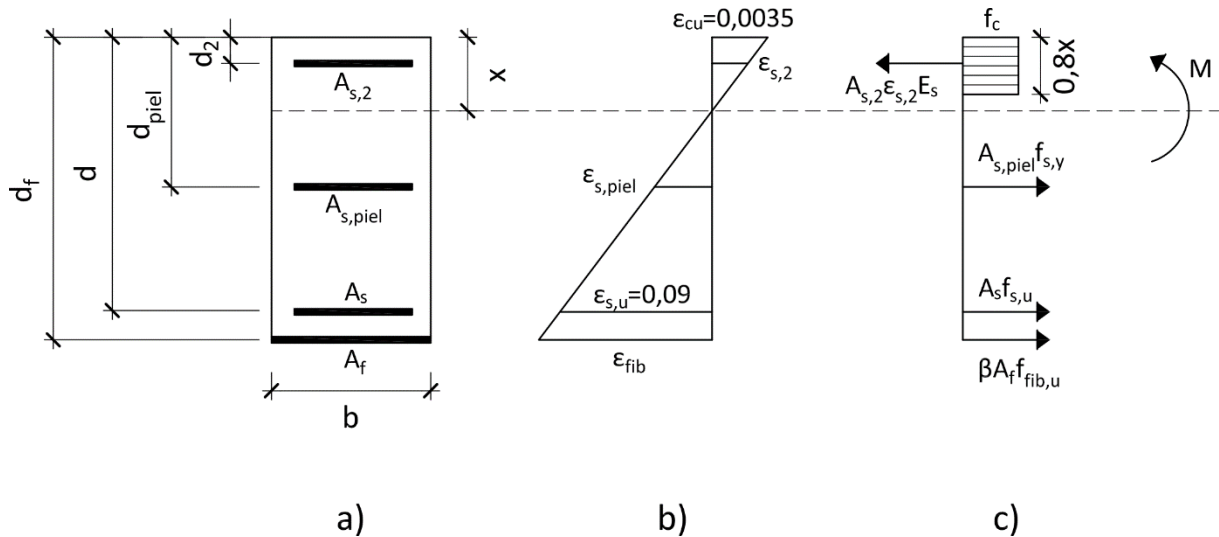


**Figura 6.3** Leyes constitutivas idealizadas de los materiales: a) hormigón en compresión, b) acero y fibras de los tejidos del *TRM*.

Análogamente a la propuesta realizada por Wiberg [104], en el presente estudio de la capacidad a flexión última de las vigas reforzadas con *TRM* se supone que, tanto la cabeza de compresiones como el armado inferior a tracción, agotan sus capacidades previas a la ruptura. De esta forma, según lo establecido por la instrucción española EHE-08 [100], la deformación última de un acero B 500 SD ( $\epsilon_{s,u}$ ) se establece en el 90‰, y la deformación última de la fibra más comprimida del hormigón ( $\epsilon_{cu}$ ) se fija en el 3,5‰. Referente a la contribución de las fibras del refuerzo al momento último resistente, se ha limitado su capacidad mecánica teniendo en cuenta el coeficiente  $\beta$  de reducción. Este coeficiente de reducción engloba todas las fenomenologías referentes al comportamiento de las fibras descritas por Papanicolaou y Papantoniou [61] y D'Ambrisi y Focacci [49] en sus correspondientes estudios.

La Figura 6.4 muestra el desarrollo seccional del campo de deformaciones y de las capacidades mecánicas de los diferentes materiales resistentes, así como la nomenclatura de los parámetros

geométricos en cada caso. Cabe destacar que, en el modelo analítico propuesto, se tiene en cuenta por separado las contribuciones de los diferentes niveles de armado (superior, piel e inferior). Referente al hormigón, se supone la plastificación de la cabeza de compresiones, adoptando la simplificación del diagrama rectangular de cálculo y asumiendo que la profundidad del bloque es 0,8 veces la profundidad de la fibra neutra ( $x$ ). Es necesario subrayar que, de acuerdo a lo establecido en las normativas EC-2 [106] y EHE-08 [100] referente a secciones de HA sometidas a flexión simple, no se considera el coeficiente de cansancio que afecta a la tensión máxima de la cabeza de compresiones del hormigón.



**Figura 6.4** Análisis de la sección para el estado último de flexión de acuerdo a las hipótesis establecidas: a) geometría, b) distribución de deformaciones, c) distribución de capacidades mecánicas.

En función de las consideraciones descritas anteriormente y de la distribución del campo de deformaciones en la sección (Figura 6.4b), la posición de la fibra neutra ( $x$ ) queda determinada de la siguiente manera (Ec. 6.26):

$$x = \frac{\varepsilon_{cu} d}{\varepsilon_{cu} + \varepsilon_{s,u}} \quad 6.26$$

De acuerdo a las hipótesis realizadas, el momento último de la sección reforzada con *TRM* ( $M_{u,an}$ ) se puede calcular de la siguiente manera (Ec. 6.27):

$$M_{u,an} = M_c + M_s + M_{s,piel} + M_{s,2} + M_{fib} \quad 6.27$$

Donde  $M_c$ ,  $M_s$ ,  $M_{s,piel}$ ,  $M_{s,2}$  y  $M_{fib}$  son las contribuciones al momento último del hormigón, de los armados inferior, de piel y superior, y de las fibras del refuerzo, respectivamente. De la ecuación Ec. 6.27 es importante destacar que la contribución del armado de piel ( $M_{s,piel}$ ) es significativa en aquellos casos donde la cuantía del armado inferior es escasa en relación a la sección de hormigón.

Las contribuciones al momento último de los diferentes elementos resistentes se pueden determinar de acuerdo a las siguientes ecuaciones (Ec. 6.28 – Ec.6.32):

$$M_c = 0,48f_c b x^2 \quad 6.28$$

$$M_s = A_s f_{s,u} (d - x) \quad 6.29$$

$$M_{s,piel} = \begin{cases} A_{s,piel} E_s \varepsilon_{s,piel} (d_{piel} - x), & E_s \varepsilon_{s,u} \frac{d_{piel} - x}{d - x} < f_{s,y} \\ A_{s,piel} f_{s,y} (d_{piel} - x), & E_s \varepsilon_{s,u} \frac{d_{piel} - x}{d - x} \geq f_{s,y} \end{cases} \quad 6.30$$

$$M_{s,2} = \begin{cases} A_{s,2} E_s \varepsilon_{s,2} \omega, & E_s \varepsilon_{s,u} \frac{\omega}{d - x} < f_{s,y} \\ A_{s,2} f_{s,y} \omega, & E_s \varepsilon_{s,u} \frac{\omega}{d - x} \geq f_{s,y} \end{cases} \begin{cases} \omega = (d_2 - x), & d_2 \geq x \\ \omega = (x - d_2), & d_2 < x \end{cases} \quad 6.31$$

$$M_{fib} = \begin{cases} \beta A_f E_f \varepsilon_{fib} (d_f - x), & \varepsilon_{s,u} \frac{d_f - x}{d - x} < \varepsilon_{fib,u} \\ \beta A_f f_{fib,u} (d_f - x), & \varepsilon_{s,u} \frac{d_f - x}{d - x} \geq \varepsilon_{fib,u} \end{cases} \quad 6.32$$

Donde  $E_s$  es el módulo de elasticidad longitudinal del acero y  $A_f$  es el área transversal de las fibras, suponiendo que estas se encuentran uniformemente repartidas a lo ancho del refuerzo *TRM* (Ec. 6.19). Los demás parámetros incluidos en las ecuaciones Ec. 6.26 - Ec.6.32 quedan definidos en la Figura 6.3 y la Figura 6.4.

Para determinar el parámetro  $\beta$  que mejor ajuste el comportamiento a flexión de cada refuerzo *TRM* utilizado, es necesario imponer la siguiente condición (Ec. 6.33):

$$M_{u,exp} = M_{u,an} \quad 6.33$$

Suponiendo que las fibras alcanzan su correspondiente deformación última (tal y como se puede observar en el apartado A.5.1 del Anexo A, todas las fibras utilizadas presentan una deformación última inferior al 90‰) y substituyendo las ecuaciones Ec. 6.27 y Ec. 6.32 en la ecuación Ec. 6.33, se obtiene la siguiente expresión correspondiente a la ecuación de una recta de pendiente  $\beta$  (Ec. 6.34):

$$M_{u,exp} - (M_c + M_s + M_{s,piel} + M_{s,2}) = \beta A_f f_{fib,u} (d_f - x) \quad 6.34$$

### 6.3.2. Resultados y discusión

Con el objetivo de determinar el coeficiente de reducción  $\beta$  para cada tipo de *TRM* estudiado, se amplía el número de muestras experimentales, recogiendo los datos de los especímenes y los resultados

obtenidos por D'Ambrisi y Focacci [49] y Larrinaga [57] en investigaciones en las que coinciden el *TRM* aplicado y el tipo de colapso desarrollado en referencia a la presente investigación. La Tabla 6.4 muestra un resumen de los datos utilizados para el desarrollo analítico de la cuestión.

Es importante subrayar que, referente a la resistencia a compresión ( $f_c$ ) incluida como dato en la Tabla 6.4, en el caso de las vigas ensayadas correspondientes al presente trabajo, se ha utilizado el valor de la resistencia a compresión del hormigón a la edad  $t$  ( $f_{cm}(t)$ ), de acuerdo a la ecuación Ec. 6.25. En los otros casos, se ha adoptado el valor medio de resistencia del hormigón proporcionado por los diferentes investigadores.

<i>Tejido*</i>	<i>Espécimen</i>	<i>b</i> (mm)	<i>f<sub>c</sub></i> (MPa)	<i>A<sub>s</sub></i> (mm <sup>2</sup> )	<i>A<sub>s,piel</sub></i> (mm <sup>2</sup> )	<i>A<sub>s,2</sub></i> (mm <sup>2</sup> )	<i>d</i> (mm)	<i>d<sub>piel</sub></i> (mm)	<i>d<sub>2</sub></i> (mm)	<i>f<sub>s,y</sub></i> (MPa)	<i>f<sub>s,s</sub></i> (MPa)	<i>E<sub>s</sub></i> (GPa)	<i>n</i>	<i>t<sub>tex</sub></i> (mm)	<i>d<sub>fib</sub></i> (mm)	<i>f<sub>fib</sub></i> (MPa)	<i>M<sub>u,exp</sub></i> (kNm)
A4	M-A4R3-01	200	56,0	157,1	100,5	157,1	455	260	50	517	634	198	1	0,075	503	3200	80,43
	M-A4R3-02	200	56,2	157,1	100,5	157,1	456	255	50	517	634	198	1	0,075	504	3200	83,77
	LS1A-2 <sup>(1)</sup>	150	18,5	39,3	-	39,3	123	-	28	672	703	200	1	0,075	153	3200	7,28
	LS1U-1 <sup>(1)</sup>	150	18,5	39,3	-	39,3	123	-	28	672	703	200	1	0,075	153	3200	8,29
	LS1U-2 <sup>(1)</sup>	150	18,5	39,3	-	39,3	123	-	28	672	703	200	1	0,075	153	3200	8,25
B	M-BR3-01	200	66,7	157,1	100,5	157,1	450	250	50	517	634	198	1	0,053	504	3080	77,72
	M-BR3-02	200	66,8	157,1	100,5	157,1	454	255	50	517	634	198	1	0,053	503	3080	72,37
	DB1-1 <sup>(1)</sup>	150	18,5	39,3	-	39,3	123	-	28	672	703	200	1	0,053	153	3080	4,84
	DB1-2 <sup>(1)</sup>	150	18,5	39,3	-	39,3	123	-	28	672	703	200	1	0,053	153	3080	4,31
	DB1A-1 <sup>(1)</sup>	150	18,5	39,3	-	39,3	123	-	28	672	703	200	1	0,053	153	3080	4,09
	DB1A-2 <sup>(1)</sup>	150	18,5	39,3	-	39,3	123	-	28	672	703	200	1	0,053	153	3080	4,37
	DB2U-1 <sup>(1)</sup>	150	18,5	39,3	-	39,3	123	-	28	672	703	200	2	0,053	153	3080	5,80
	DB2U-2 <sup>(1)</sup>	150	18,5	39,3	-	39,3	123	-	28	672	703	200	2	0,053	153	3080	5,35
C	M-CXM25-01	200	51,1	157,1	100,5	157,1	452	252	50	517	634	198	1	0,047	504	4800	70,28
	M-CXM25-02	200	51,0	157,1	100,5	157,1	452	250	50	517	634	198	1	0,047	503	4800	72,96
	C1 <sup>(2)</sup>	400	47,7	461,8	-	461,8	225	-	25	523	620	200	2	0,047	254	4800	70,26
	C2 <sup>(2)</sup>	400	47,7	461,8	-	461,8	225	-	25	523	620	200	2	0,047	254	4800	76,96
	D1 <sup>(2)</sup>	400	47,7	461,8	-	461,8	225	-	25	523	620	200	2	0,047	254	4800	73,94
	D2 <sup>(2)</sup>	400	47,7	461,8	-	461,8	225	-	25	523	620	200	2	0,047	254	4800	70,53
P	M-PXM750-01	200	50,9	157,1	100,5	157,1	435	225	50	517	634	198	1	0,0455	505	5800	64,54
	M-PXM750-02	200	50,9	157,1	100,5	157,1	445	250	50	517	634	198	1	0,0455	503	5800	67,98
	N1_1 <sup>(2)</sup>	400	63,7	461,8	-	461,8	225	-	25	476	617	200	1	0,0455	254	5800	72,23
	N1_2 <sup>(2)</sup>	400	63,7	461,8	-	461,8	225	-	25	476	617	200	1	0,0455	254	5800	76,07
	AC1 <sup>(2)</sup>	400	47,7	603,2	402,1	603,2	225	125	25	523	620	200	2	0,0455	254	5800	127,73
	CC1 <sup>(2)</sup>	400	47,7	603,2	402,1	603,2	225	125	25	523	620	200	2	0,0455	254	5800	124,79
V	DC1 <sup>(2)</sup>	400	47,7	603,2	402,1	603,2	225	125	25	523	620	200	1	0,0455	254	5800	115,00
	M-VPHDM-01	200	56,1	157,1	100,5	157,1	455	260	50	517	634	198	1	0,042	503	2610	74,55
	M-VPHDM-02	200	56,1	157,1	100,5	157,1	450	252	50	517	634	198	1	0,042	505	2610	70,16

<sup>(1)</sup> Larrinaga [57], <sup>(2)</sup> D'Ambrisi y Focacci [49]. \* A4=Acero (baja densidad de cordones); B=Basalto; C=Carbono; P=PBO; V=Vidrio.

**Tabla 6.4** Datos y resultados experimentales utilizados para la determinación del parámetro  $\beta$ .

Por otro lado, cabe destacar que el mortero utilizado para reforzar los especímenes C1, C2, D1 y D2 (D'Ambrisi y Focacci [49]) es diferente al aplicado para reforzar los especímenes M-CXM25 del presente trabajo. De acuerdo al fabricante, las características mecánicas de este mortero (X Mesh M50) se muestran en la Tabla 6.5.

<i>Parámetro</i>	<i>Valor</i>
Resistencia a compresión ( $f_{mc}$ ) (MPa)	28
Resistencia a flexión ( $f_{mx}$ ) (MPa)	4,0
Módulo de elasticidad a compresión (GPa)	7,5
Resistencia a la adherencia (MPa)	-

**Tabla 6.5** Características del mortero X Mesh M50 utilizado para reforzar los especímenes C1, C2, D1 y D2 (D'Ambrisi y Focacci [49]) según fabricante.

Con los datos de la Tabla 6.4, se determinan los valores de la contribución experimental y teórica del *TRM* al momento último ( $a$  y  $b$ , respectivamente), de acuerdo a las ecuaciones Ec. 6.35 y Ec. 6.36.

$$a = M_{u,exp} - (M_c + M_s + M_{s,piel} + M_{s,2}) \quad 6.35$$

$$b = A_f f_{fib,u} (d_f - x) \quad 6.36$$

Para cada espécimen analizado, en la Tabla 6.6 se muestran los parámetros  $a$  y  $b$ , así como la profundidad de la fibra neutra ( $x$ ), calculada según la ecuación Ec. 6.26.



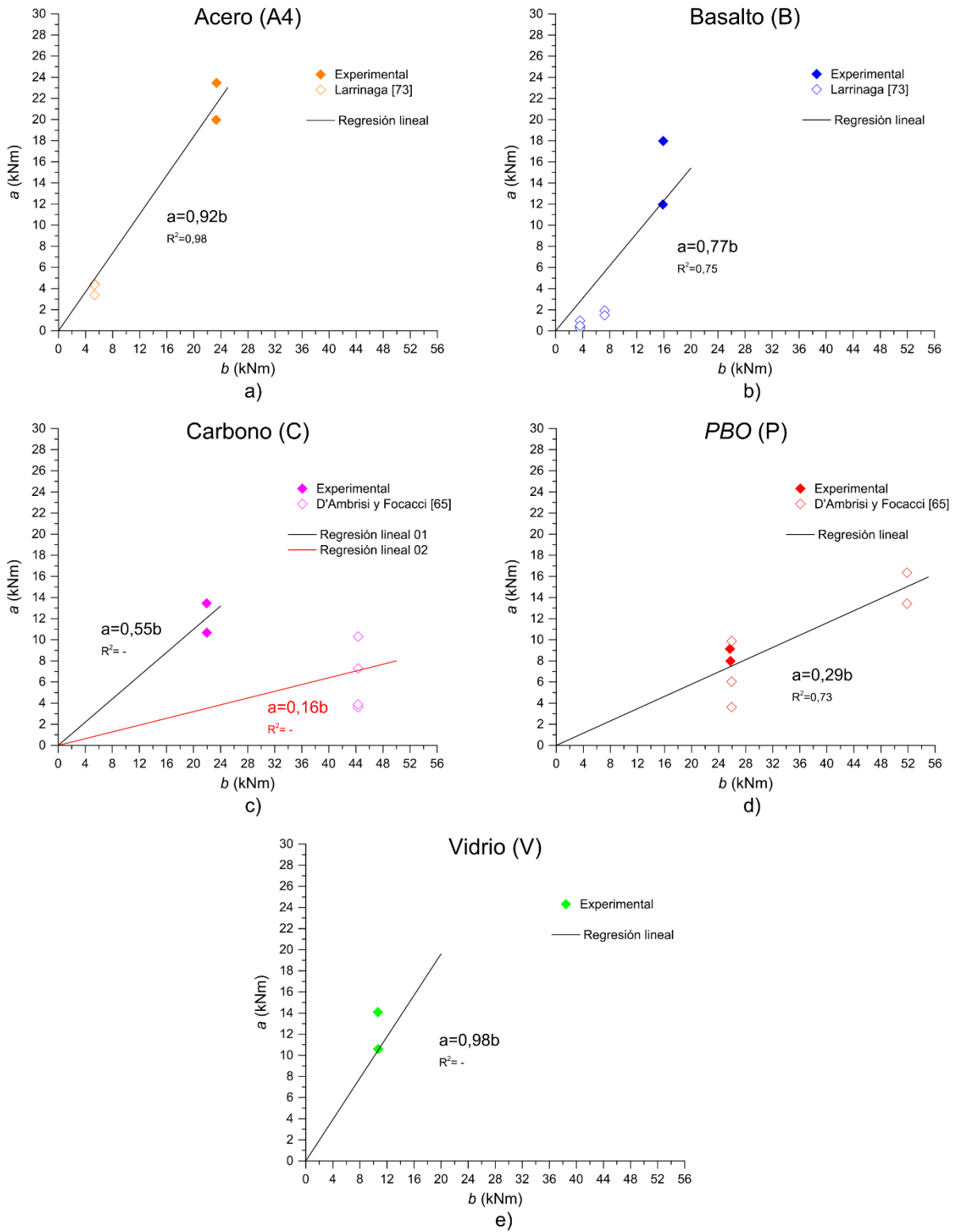
<i>Tejido</i> *	<i>Especimen</i>	<i>x</i> (mm)	<i>a</i> (kNm)	<i>b</i> (kNm)
Acero (A4)	M-A4R3-01	17,03	19,97	23,31
	M-A4R3-02	17,07	23,46	23,35
	LS1A-2 <sup>(1)</sup>	4,59	3,39	5,32
	LS1U-1 <sup>(1)</sup>	4,59	4,40	5,32
	LS1U-2 <sup>(1)</sup>	4,59	4,36	5,32
Basalto (B)	M-BR3-01	16,84	17,98	15,91
	M-BR3-02	16,99	11,97	15,87
	DB1-1 <sup>(1)</sup>	4,59	0,95	3,62
	DB1-2 <sup>(1)</sup>	4,59	0,42	3,62
	DB1A-1 <sup>(1)</sup>	4,59	0,20	3,62
	DB1A-2 <sup>(1)</sup>	4,59	0,48	3,62
	DB2U-1 <sup>(1)</sup>	4,59	1,91	7,24
	DB2U-2 <sup>(1)</sup>	4,59	1,46	7,24
Carbono (C)	M-CXM25-01	16,92	10,67	21,97
	M-CXM25-02	16,92	13,45	21,93
	C1 <sup>(2)</sup>	8,42	3,61	44,32
	C2 <sup>(2)</sup>	8,42	10,31	44,32
	D1 <sup>(2)</sup>	8,42	7,29	44,32
	D2 <sup>(2)</sup>	8,42	3,88	44,32
PBO (P)	M-PXM750-01	16,92	7,98	25,74
	M-PXM750-02	16,92	9,14	25,68
	N1_1 <sup>(2)</sup>	8,42	6,03	25,92
	N1_2 <sup>(2)</sup>	8,42	9,87	25,92
	AC1 <sup>(2)</sup>	8,42	16,35	51,85
	CC1 <sup>(2)</sup>	8,42	13,41	51,85
	DC1 <sup>(2)</sup>	8,42	3,62	25,92
Vidrio (V)	M-VPHDM-01	17,03	14,09	10,66
	M-VPHDM-02	16,84	10,60	10,70

<sup>(1)</sup> Larrinaga [57], <sup>(2)</sup> D'Ambrisi y Focacci [49].

\* A4=Acero (baja densidad de cordones); B=Basalto; C=Carbono; P=PBO; V=Vidrio.

**Tabla 6.6** Profundidad de la fibra neutra  $x$  y coeficientes  $a$  y  $b$  de los especímenes analizados para la determinación del coeficiente  $\beta$ .

La Figura 6.5 muestra, en función del tipo de refuerzo analizado, la contribución al momento último experimental de las fibras del *TRM* ( $a$ ) frente la contribución al momento último teórica de las fibras del *TRM* ( $b$ ). En cada una de las figuras se incorpora una regresión lineal de los puntos experimentales con inicio en el origen de coordenadas. De acuerdo a la ecuación Ec. 6.34, la pendiente de cada una de las rectas definidas corresponde al coeficiente de reducción de las fibras del tejido ( $\beta$ ) en cada caso (Tabla 6.7).



**Figura 6.5** Contribución al momento último experimental de las fibras ( $a$ ) respecto la contribución al momento último teórica de las fibras ( $b$ ): a) acero (baja densidad de cordones); b) basalto; c) carbono; d) PBO; e) vidrio.

<i>Tipo de fibra</i>	$\beta$
Acero (A4)	0,92
Basalto (B)	0,77
Carbono (C)	[0,16÷0,55]
<i>PBO</i> (P)	0,29
Vidrio (V)	0,98

**Tabla 6.7** Valor de  $\beta$  en función del tipo de fibra del *TRM*.

Observando la Figura 6.5, se puede afirmar que la regresión lineal que presenta el mejor ajuste es la correspondiente a los refuerzos con cordones de acero (A4) (Figura 6.5a). En el caso de los tejidos de fibras de basalto (B) (Figura 6.5b) y de fibras de *PBO* (P) (Figura 6.5d), la regresión lineal se ajusta aceptablemente a los valores experimentales. Por el contrario, los resultados analizados del *TRM* con tejidos de fibras de carbono (C) (Figura 6.5c) presentan una elevada dispersión debido a la utilización de diferentes matrices inorgánicas en los refuerzos aplicados. En este caso, se ha ajustado una regresión lineal para cada tipo de mortero, observando una significativa diferencia entre ambas pendientes. Este hecho sugiere que el comportamiento de los tejidos de carbono es fuertemente sensible al tipo de matriz aplicada. Por último, en cuanto a los tejidos de fibras de vidrio (V) (Figura 6.5e), el número de especímenes analizados es demasiado escaso para valorar la calidad del ajuste de la regresión lineal.

Referente a la capacidad resistente como refuerzo a flexión proporcionada por los diferentes tipos de *TRM* utilizados, se constata que los tejidos más eficaces fueron los de fibras de vidrio (V) y los de cordones de acero (A4). En ambos casos, y de acuerdo con el modelo analítico definido anteriormente, la reducción propuesta de la capacidad mecánica de las fibras es inferior al 10% (Tabla 6.7). En cambio, los refuerzos cuyos tejidos están compuestos por fibras de carbono (C) y *PBO* (P) fueron los que se mostraron menos eficaces, con reducciones propuestas respecto a la capacidad última de las fibras superiores al 45% (Tabla 6.7). Estos resultados están en consonancia con las conclusiones realizadas por Papanicolaou y Papantoniou [61], referentes al mejor comportamiento mecánico que presentan aquellos tejidos cuyos mechones están recubiertos.

Por último, subrayar que los valores de  $\beta$  correspondientes a los coeficientes de reducción de la capacidad resistente de las diferentes fibras utilizadas (Figura 6.5 y Tabla 6.7) pueden estar sujetos a futuras modificaciones, cuando un mayor número de resultados experimentales estén disponibles.



## Capítulo 7. Conclusiones y futuras investigaciones

### 7.1. Introducción

El trabajo realizado se ha centrado en investigar experimentalmente y analíticamente el *TRM* como refuerzo externo de vigas de hormigón armado. De forma concreta, los estudios desarrollados han servido para ampliar el conocimiento en el campo de las vigas de hormigón armado reforzadas a flexión, utilizando como refuerzo este tipo de material compuesto.

El presente capítulo resume las principales conclusiones obtenidas de los diferentes estudios experimentales y analíticos realizados.

Además, se proponen futuras líneas de investigación que permitan seguir avanzando en el conocimiento de la materia.

### 7.2. Conclusiones

Actualmente, existen en el mercado numerosas opciones que permiten aplicar refuerzos de matriz cementítica en estructuras en servicio. A pesar de ello, el conocimiento relativo a las propiedades del material, así como del comportamiento mecánico de las estructuras de hormigón armado reforzadas con *TRM* es, más bien, escaso.

En la investigación llevada a término, se ha estudiado y comparado el comportamiento de diferentes tipos de *TRM*, tanto a nivel de caracterización de sus propiedades mecánicas, como relativo a refuerzo estructural a flexión de vigas de hormigón armado.

A continuación se exponen las principales conclusiones extraídas de los diferentes capítulos del presente trabajo.

#### 7.2.1. Conclusiones sobre el estado del arte

De acuerdo a la revisión bibliográfica realizada, es razonable afirmar que la aparición del *TRM* fue debido a la conjunción de dos necesidades. La primera de ellas está relacionada con la tendencia, cada vez

más instaurada, de aplicar criterios de sostenibilidad y economía verde en edificios existentes que están sujetos a un cambio de uso o cuyas estructuras han reducido su capacidad portante debido a patologías o al deterioro sujeto al paso del tiempo. La segunda, no menos importante, es la necesidad de aplicar nuevas tecnologías de refuerzo del hormigón armado que atenúen los inconvenientes que presentan las técnicas tradicionales (recrecidos, refuerzos con elementos de acero adherido o postesado) o las de aparición más reciente provenientes de la industria militar y aeronáutica, es decir, el *FRP*.

La gran mayoría de los investigadores consultados consideran que el *TRM* es una evolución tecnológica directa del *FRP*. Aunque ambos materiales compuestos emplean fibras cuyos materiales poseen una elevada resistencia a tracción, en el caso del *TRM*, el uso de matrices de base cementítica minimiza los problemas que presenta el *FRP* derivados de la utilización de resinas: comportamiento no deseado a temperaturas por encima de la temperatura de transición vítrea, alto coste relativo, incompatibilidad con sustratos inorgánicos, riesgo para la salud de los operarios, entre otros.

Por otro lado, el *TRM* también puede considerarse la evolución de algunas técnicas constructivas al campo de los refuerzos adheridos externamente. Tecnologías como el ferrocemento o el *TRC*, orientadas a la construcción de elementos estructurales auto-portantes, basan sus principios de ejecución en componentes similares a los del *TRM*: mallas resistentes de cordones de acero o tejidos de fibras embebidas en una matriz cementítica (hormigón o mortero).

A pesar que el *TRM* se diseñó específicamente para el refuerzo de estructuras de hormigón, su auge como tecnología de refuerzo a principios del siglo XXI estuvo vinculado a su aplicación en elementos de mampostería. Este hecho ha propiciado que gran parte de los productos existentes en el mercado estén especialmente pensados para la aplicación en obra de fábrica.

No fue hasta finales de la primera década del siglo XXI que se retomó el interés activo en el estudio de la aplicación del *TRM* en estructuras de hormigón armado, especialmente como refuerzo a flexión de vigas. Las investigaciones realizadas hasta la fecha muestran como este tipo de refuerzo ofrece unas prometedoras prestaciones respecto al incremento de la capacidad portante de las estructuras. No obstante, el número de estudios en los que se comparan el comportamiento de varios tipos de *TRM* son escasos.

En cuanto a los estudios analíticos de la cuestión, se puede considerar que se encuentran en una fase embrionaria debido a la falta de un mayor número de resultados experimentales que los sostengan. La mayoría de estudios consultados optaron por adaptar las formulaciones de los diferentes modelos que existen para el cálculo de los refuerzos *FRP*, limitando la capacidad resistente del refuerzo, ya sea mediante la utilización de coeficientes reductores o proponiendo deformaciones eficaces del *TRM*.

A causa de la dificultad de caracterizar el comportamiento global del material compuesto (matriz y tejido), algunos autores optaron por relacionar directamente las características mecánicas de las fibras con

el comportamiento del refuerzo. A falta de determinar un método estandarizado de determinación de las características mecánicas del *TRM*, esta aproximación de diseño parece adecuada.

### 7.2.2. Conclusiones sobre la caracterización de los materiales

Todos los materiales utilizados en la presente investigación representan productos comerciales caracterizados por las empresas fabricantes. A pesar de ello, con el objetivo de realizar una comparación crítica con los valores proporcionados por los fabricantes y los obtenidos por otros autores en investigaciones similares, y desarrollar metodologías analíticas ajustadas a la realidad, en el presente trabajo se han realizado ensayos de caracterización de todos los materiales resistentes utilizados. Por consiguiente, se han obtenido las características mecánicas de los hormigones, acero, morteros y tejidos utilizados. Además se han llevado a cabo ensayos experimentales de probetas constituidas por los diferentes tipos de *TRM* utilizados como refuerzo. Los resultados obtenidos se han utilizado para explicar el comportamiento de las vigas de HA reforzadas y/o para ampliar la base de datos experimental disponible para futuras investigaciones. Las principales conclusiones se detallan a continuación:

#### 7.2.2.1. Hormigón

Se han determinado las características mecánicas de tres hormigones utilizados para ejecutar las vigas de HA reforzadas a flexión con *TRM*. Referente a las resistencias a compresión medias obtenidas ( $f_{cm}$ ), el promedio de los valores experimentales fue un 9,2% inferior al de los resultados proporcionados por los fabricantes en ensayos a 28 días.

#### 7.2.2.2. Barras corrugadas de acero

Se han determinado las características mecánicas de varias barras corrugadas utilizadas como refuerzo longitudinal de las vigas de HA reforzadas a flexión con *TRM*. Los valores de tensión de límite elástico  $f_{sy}$  y tensión última  $f_{su}$  obtenidos experimentalmente mostraron una baja dispersión y fueron un 3,4% y 10% superiores, respectivamente, a los valores mínimos expuestos en la normativa EN-10080:2006 [89] para aceros tipo B 500 SD.

#### 7.2.2.3. Morteros

Se han caracterizado los cuatro tipos de morteros, utilizados a posteriori como componentes del *TRM* en diferentes combinaciones de refuerzo. Se han realizado dos tipos de ensayos para determinar sus resistencias a flexión ( $f_{mx}$ ) y a compresión ( $f_{mc}$ ). Los valores obtenidos experimentalmente fueron, en general, superiores a los proporcionados por el fabricante, confirmando que las propiedades mecánicas de los morteros aumentan con la edad del material.

Solo en el caso del mortero XM25 se observó que el valor experimental de la resistencia a compresión fue significativamente inferior al proporcionado por la empresa suministradora. Este hecho puede ser debido a varios factores: preparación inadecuada de la mezcla, problemas en el curado de las probetas o

ejecución incorrecta de los ensayos. A pesar de ello, se recomienda prestar atención a las propiedades de este mortero para evitar futuros problemas de integridad estructural derivados de la fase de diseño.

#### 7.2.2.4. Tejidos

Se han determinado las curvas tensión-deformación de seis tejidos sometidos a ensayos de tracción directa. Las características mecánicas extraídas de las curvas resultaron ser inferiores a las proporcionadas por los fabricantes, probablemente debido a la elevada influencia que tiene la velocidad de carga del ensayo a tracción en la caracterización de tejidos [107]. En este sentido, es importante destacar que, a diferencia de lo especificado en la normativa ASTM D5034-09 (ver apartado A.5.3 del Anexo A), los ensayos se realizaron a una velocidad de carga baja, con el objetivo de ajustar la respuesta resistente del tejido a un comportamiento más cercano a la realidad.

Con el objetivo de valorar la viabilidad de la configuración del tejido, se define el coeficiente de eficiencia  $k_{\infty}$ , que relaciona la resistencia última del tejido ( $f_{tex,u}$ ) con la resistencia última a tracción de las fibras ( $f_{fib}$ ). Según los resultados obtenidos, los tejidos que mostraron el mejor comportamiento fueron los constituidos por alambres de acero (A12 y A4), seguidos por los de fibras de *PBO* (P). En cambio, los que ofrecieron peores resultados fueron los tejidos de fibras de carbono (C) y basalto (B).

#### 7.2.2.5. TRM

Se han ensayado seis tipos de *TRM* diferentes, cada uno con su propia combinación de tejido y mortero. Derivado de la búsqueda bibliográfica se puede concluir que no existe ninguna normativa o criterio consensuado que especifique cómo realizar de forma estandarizada la caracterización de este tipo de material compuesto. En relación a ello, se determinó que diferentes variables pueden afectar al comportamiento del *TRM* sometido a tracción, *e.g.* la morfología y las dimensiones de la probeta ensayada, el tipo de fijación a la prensa de ensayos o la velocidad de carga.

En cuanto a los resultados, se constata que, de forma general, las propiedades mecánicas de los materiales *TRM* obtenidas según el tipo de ensayo propuesto fueron inferiores a las obtenidas por otros investigadores en trabajos similares ([57,96]).

Se evaluó el coeficiente de eficiencia  $k_1$  propuesto por Hegger y Voss [45], que relaciona las resistencias últimas a tracción del tejido ( $f_{tex,u}$ ) y del propio material compuesto ( $f_{fu}$ ). Los materiales PXM750 y VPHDM registraron valores dentro de los límites obtenidos por Hegger y Voss [45]. En el caso de los materiales *TRM* en los que se usaron tejidos de acero, estos valores fueron inferiores a los obtenidos en otras investigaciones. Este hecho estuvo relacionado con la limitada capacidad de la matriz de penetrar e impregnar la malla, siendo más acusado este fenómeno en el caso del tejido con mayor densidad de cordones. Por el contrario, los materiales BR3 y CXM25 alcanzaron valores de  $k_1$  superiores a 1, hecho que indica los resultados obtenidos de los ensayos de los correspondientes tejidos se vieron afectados por el deslizamiento de las fibras en la zona de la fijación con la mordaza.



### 7.2.3. Conclusiones sobre los estudios previos en viguetas prefabricadas reforzadas a flexión con *TRM*

En la presente investigación se ha realizado una campaña exploratoria de la tecnología del *TRM*, reforzando y ensayando viguetas prefabricadas de hormigón armado pretensado reforzadas a flexión con diferentes combinaciones de tejidos y morteros. El propósito de esta campaña fue realizar una aproximación a la técnica y una familiarización con las metodologías de aplicación. Además, los resultados obtenidos sirvieron para decidir qué tipos de *TRM* se utilizaron en las campañas principales de refuerzo a flexión de vigas de hormigón armado a escala real. Las conclusiones generales y comparativas entre los diferentes refuerzos analizados se detallan a continuación:

- De acuerdo a los resultados obtenidos, se puede concluir que los refuerzos *TRM* han proporcionado a las viguetas aumentos del comportamiento lineal antes de la plastificación e incrementos de su capacidad portante última.
- Las deformaciones de la fibra más traccionada de las viguetas reforzadas fueron inferiores a las obtenidas por el espécimen de control. En un análisis seccional se observó que los mecanismos resistentes del *TRM* lograron cambiar la posición de la fibra neutra, desplazándola hacia la zona de tracciones. Este hecho sugiere que los refuerzos activaron sus mecanismos resistentes durante la fase lineal de carga.
- Los refuerzos con tejidos de acero A4R3 y A12R3 fueron los que proporcionaron mayores incrementos de momento flector último (89%) y momento flector de plastificación (116%), respectivamente.
- Los especímenes reforzados con *TRM* de mallas de acero desarrollaron un modo de fallo diferente al del resto de especímenes. Por consiguiente, se puede afirmar que el tipo de *TRM* aplicado influye sobre el tipo de colapso de los especímenes.
- Es importante hacer mención que, a pesar de sus adecuadas prestaciones mecánicas, los especímenes A12R3 colapsaron por el despegue del refuerzo en la interfase entre el tejido y el mortero. Este hecho sugiere que la densidad de fibras/alambres del tejido influye en la capacidad de impregnación del mortero y, por consiguiente, en la eficacia del refuerzo. Debido a que este modo de fallo representa un colapso súbito no deseado, no se utilizó esta combinación de *TRM* en las campañas experimentales principales y se desaconseja su utilización en casos de aplicación reales.
- De las viguetas que colapsaron a flexión, los especímenes reforzados con tejidos de fibras de *PBO* fueron los que desarrollaron las mejores prestaciones. En cambio, los especímenes CXM25 fueron los que peor se comportaron.
- Respecto a las viguetas reforzadas con tejidos de vidrio, estas fueron las que obtuvieron mayor dispersión de resultados. La relación entre el ancho de la zona a reforzar y el tamaño de la celda de la malla (en el caso de los tejidos de fibras de vidrio, la distancia entre mechones es

significativamente mayor que la de otros tejidos) influyó en la homogeneidad de la respuesta estructural del refuerzo. De estas observaciones se deriva que la elección del *TRM* a aplicar puede estar sujeta a las dimensiones de la zona a reforzar.

#### **7.2.4. Conclusiones sobre la campaña experimental de vigas de HA reforzadas a flexión con *TRM***

La primera campaña experimental principal del presente trabajo fue la realizada en vigas de hormigón armado reforzadas a flexión con refuerzos de matriz cementítica. Los resultados experimentales obtenidos cumplen con el objetivo de analizar y comparar diferentes tipos de *TRM* actuando como refuerzos a flexión en vigas de hormigón armado. A continuación se detallan las principales conclusiones obtenidas de este estudio:

- Existe una clara relación entre el tipo de *TRM* aplicado y el modo de fisuración de las vigas. Los especímenes reforzados con tejidos de acero y *PBO* desarrollaron patrones de fisuración diferentes a los de la viga de control. En los otros casos, los patrones de fisuración fueron similares a los de la viga sin reforzar.
- El *TRM* se muestra eficaz en aumentar la capacidad a flexión de las vigas previa a la plastificación. No obstante, este incremento proporcionado por el *TRM* disminuye cuando se analiza el momento último, en especial para los refuerzos PXM750, donde el aumento de capacidad portante de las vigas respecto el espécimen de control no representó una mejora.
- Los tejidos que se mostraron más eficientes en el incremento del momento de plastificación fueron los de acero y los de vidrio, cuyos aumentos de capacidad a flexión normalizada respecto el espécimen sin reforzar fueron del 87% y del 85%, respectivamente. En cambio, los tejidos de *PBO* y de carbono fueron los que peores resultados de eficiencia proporcionaron, con valores del 56% y del 51%, respectivamente. En cuanto al incremento normalizado de momento último, los tejidos de acero fueron los que se mostraron más eficientes.
- Todos los especímenes reforzados con *TRM* redujeron la ductilidad de su proceso de colapso. Los resultados obtenidos sugieren que existe una relación entre la disminución de la ductilidad, el patrón de fisuración y el aumento de rigidez proporcionada por el refuerzo. En el caso particular de estudio, los refuerzos A4R3 y PXM750 fueron los que desarrollaron una mayor reducción de la ductilidad, con valores del 85% y del 78%, respectivamente.
- El *TRM* aplicado como refuerzo a flexión es capaz de aumentar la rigidez de los especímenes, sobretodo en la fase de comportamiento elástica. Este hecho permite disminuir las flechas verticales y constituye un margen de seguridad para el cumplimiento del estado límite de servicio. En las fases de carga post-fisurada y plástica, la tendencia es que los refuerzos disminuyan la eficacia en el incremento de la rigidez a flexión, hecho que sugiere que los tejidos pierden parte

de su capacidad mecánica, debido al deslizamiento relativo respecto la matriz en la zona de las fisuras o a la rotura progresiva de fibras por el rozamiento con el mortero.

- El *TRM* se muestra eficaz en retrasar la aparición de los procesos de fisuración. En especial, el refuerzo VPHDM fue el que mejores prestaciones ofreció en cuanto al incremento de momento flector de fisuración.
- El tratamiento superficial del sustrato de hormigón y la disposición de anclajes en los extremos del refuerzo se mostraron eficaces para prevenir el despegue del *TRM*.

### 7.2.5. Conclusiones sobre el estudio analítico de vigas de HA reforzadas a flexión con *TRM*

El estudio analítico realizado relativo a vigas de HA reforzadas a flexión con *TRM* ha constado de dos partes diferenciadas. Inicialmente, se ha analizado las capacidades predictivas de diferentes modelos existentes, referentes a las técnicas de refuerzo con *FRP* y *TRM*. A continuación, se ha definido un modelo de cálculo de la capacidad última a flexión de vigas de HA reforzadas con *TRM*, basado en la determinación de un parámetro de reducción de la capacidad mecánica de las fibras que ajuste el comportamiento del refuerzo a la realidad experimental analizada. Las principales conclusiones extraídas de ambos estudios se muestran a continuación:

- Referente a la primera parte del estudio, se puede afirmar que, los modelos para el cálculo de vigas reforzadas con *FRP*, muestran una buena capacidad de predicción del momento de plastificación ( $M_y$ ) de especímenes reforzados con *TRM*, siendo el modelo ACI 440.2R-08 [20] el que presenta el mejor ajuste. En cambio, el modelo ACI 549.4R-13 [81] muestra una capacidad de predicción altamente conservadora, infravalorando significativamente los valores experimentales obtenidos en todos los casos.
- Tomando como referencia los modelos ACI 440.2R-08 [20] y fib-Bulletin 14 [16], se constata que los especímenes reforzados con A4R3 y VPHDM son los que presentan un mejor ajuste de predicción del momento de plastificación experimental ( $M_{y,exp}$ ). En cambio, los especímenes en los que se aplicó externamente el *TRM* del tipo CXM25 y PXM750 han sido los que han obtenido una mejor predicción relativa al momento último experimental ( $M_{u,exp}$ ).
- En cuanto a la segunda parte del estudio, se ha propuesto un modelo analítico para el cálculo de la capacidad última a flexión de elementos reforzados con *TRM*. Este modelo está basado en el análisis tensional de la sección transversal en el instante en que el hormigón y el acero trabajan cerca de sus capacidades últimas (las deformaciones del armado a tracción y de la fibra más comprimida del hormigón equivalen al 90‰ y al 3,5‰, respectivamente).
- En el caso de los especímenes cuyo colapso es debido a la plastificación del acero y la posterior ruptura del armado y del *TRM*, se considera que la capacidad mecánica de las fibras se ve

limitada por efectos de deslizamiento interno y falta de uniformidad en la distribución de las tensiones.

- De acuerdo a los resultados experimentales del presente trabajo, así como los recopilados en investigaciones similares ([61],[49]), se ha determinado el coeficiente de reducción de la capacidad mecánica de las fibras ( $\beta$ ) para cada tipo de tejido analizado.
- Analizando los valores de  $\beta$  obtenidos, se ha observado que los tejidos que presentan una mayor eficacia son los de fibras de vidrio (V) y los de cordones de acero (A4). Por el contrario, los tejidos de fibras de *PBO* (P) y carbono (C) son los que requieren una mayor reducción de sus capacidades resistentes. Estos resultados sugieren que el hecho que los tejidos cuyos mechones están recubiertos por una capa polimérica presentan un comportamiento más eficaz que sus homólogos cuyas fibras no están cohesionadas.

### 7.3. Futuras investigaciones

La caracterización del comportamiento mecánico del *TRM* se ve directamente influenciada por varios aspectos (tipo de fibra, distribución geométrica de la malla, tipo de mortero y configuración del ensayo), que lo convierten en un problema multi-paramétrico. En este sentido, se prevén necesarias investigaciones con el objetivo de estandarizar una metodología que regule la obtención de las propiedades mecánicas de este tipo de material.

Con el objetivo de incrementar el conocimiento sobre los diferentes productos existentes en el mercado, es necesario realizar campañas experimentales más extensas que permitan estudiar la influencia en la respuesta estructural de variables como: el número de capas de tejido aplicadas, las longitudes de anclaje (en el caso de no disponer anclajes), configuraciones de refuerzo, morfología de las vigas de hormigón armado, calidad del hormigón y cuantía de armado.

Otro aspecto de especial importancia en el que se debe profundizar es en el estudio de los mecanismos de transmisión de tensiones entre la estructura existente de hormigón, la matriz de mortero y los tejidos resistentes. De acuerdo a lo expresado, la adherencia entre los tejidos resistentes y el mortero, así como los mecanismos de despegue del refuerzo son unos de los aspectos que ofrecen más incógnitas sobre el comportamiento de los diferentes tipos de *TRM* existentes.

En este sentido, con el objetivo garantizar la eficacia del refuerzo, es importante hacer hincapié en que la aparición en el mercado de materiales altamente resistentes (por ejemplo el *PBO*, cuya resistencia a tracción es de 5800MPa) debe estar acompañada por el desarrollo de matrices que sean capaces de generar mecanismos de transmisión de tensiones necesarios.

También resulta preciso desarrollar modelos analíticos más ambiciosos que ofrezcan a los proyectistas la suficiente confianza en el cálculo y el diseño del *TRM*. Estos modelos deben tender hacia un análisis

global que permita el diseño abierto de los componentes, es decir, el uso de tejidos y matrices provenientes de diferentes fabricantes.

Por último, otra línea futura de investigación consiste establecer y desarrollar metodologías adecuadas para la simulación numérica de elementos de hormigón armado reforzados con *TRM*. En este sentido, la correcta simulación de la adherencia entre los diferentes elementos resistentes mediante el método de los elementos finitos se prevé crucial para obtener unas adecuadas predicciones de cálculo.



## Referencias bibliográficas

- [1] C. Simonnet, Hormigón. Historia de un material. Economía, técnica, arquitectura., Nerea, San Sebastián, 2009.
- [2] F. Coignet, Bétons agglomérés appliqués à l'art de construire notamment à l'état monolithique et a l'état de pierres artificielles, Paris Librairie scientifique, industrielle et agricole E.Lacroix, Paris, 1861.
- [3] J.-L. Bosc, J.-M. Chauveau, J. Clément, J. Degenne, Joseph Monier et la naissance du ciment armé, Éditions du Linteau, Paris, 2001.
- [4] D.G. McBeth, F. Hennebique, L.. Mouchel, Francois Hennebique (1842-1921), reinforced concrete pioneer, in: Proceedings of the ICE - Civil Engineering, 1998: pp. 86–95.
- [5] Le Corbusier, Vers une architecture [1923], Flammarion, Paris, 1995.
- [6] S. Rostam, R.F.M. Bakker, A.W. Beeby, D. van Nieuwenburg, P. Schiessl, L. Sentler, et al., Durable Concrete Structures - CEB Design Guide, 2nd ed., Thomas Telford Ltd, Lausanne, Switzerland, 1992.
- [7] H.K. Cheong, N. MacAlevey, Experimental behavior of jacketed reinforced concrete beams, Journal of Structural Engineering. (2000) 692–699.
- [8] F. Altun, An experimental study of the jacketed reinforced-concrete beams under bending, Construction and Building Materials. 18 (2004) 611–618.
- [9] I.A. El Malik, L.C. Domingues, E.W. Freitas, M.L. de Faria, Strengthening of reinforced concrete beams in flexure by partial jacketing, Materials and Structures. 42 (2008) 495–504.
- [10] B. Hamad, A. Masri, H. Basha, O. Baalbaki, Behavior of T-shaped reinforced concrete beams partially confined by structural steel, Construction and Building Materials. 25 (2011) 1037–1043.
- [11] R.N. Swamy, R. Jones, A. Charif, The effect of external plate reinforcement on the strengthening of structurally damaged RC beams, The Structural Engineer. 67 (1989) 45–54,56.
- [12] R. Jones, R.N. Swamy, T.H. Ang, Under- and over-reinforced concrete beams with glued steel plates, International Journal of Cement Composites and Lightweight Concrete. 4 (1982) 19–32.
- [13] S.S. Pendhari, T. Kant, Y.M. Desai, Application of polymer composites in civil construction: A general review, Composite Structures. 84 (2008) 114–124.
- [14] A. Lopez, N. Galati, T. Alkhrdaji, A. Nanni, Strengthening of a reinforced concrete bridge with externally bonded steel reinforced polymer (SRP), Composites Part B: Engineering. 38 (2007) 429–436.
- [15] L. Gil, C. Escrig, E. Bernat, Bending performance of concrete beams strengthened with textile reinforced mortar TRM, Key Engineering Materials. 601 (2014) 203–206.
- [16] Fédération Internationale du Béton, fib-Bulletin 14. Externally Bonded FRP Reinforcement for

- RC Structures, (2001).
- [17] J.F. Chen, J.G. Teng, Anchorage strength models for FRP and steel plates bonded to concrete, *Journal of Structural Engineering*. (2001) 784–791.
  - [18] H. Toutanji, G. Ortiz, The effect of surface preparation on the bond interface between FRP sheets and concrete members, *Composite Structures*. 53 (2001) 1–6.
  - [19] L. De Lorenzis, J.G. Teng, Near-surface mounted FRP reinforcement: An emerging technique for strengthening structures, *Composites Part B: Engineering*. 38 (2006) 119–143.
  - [20] ACI Committee 440, ACI 440.2R-08 - Guide for the design and construction of externally bonded FRP systems, (2008).
  - [21] T.C. Triantafillou, N. Plevris, Strengthening of RC beams with epoxy-bonded fibre-composite materials, *Materials and Structures*. 25 (1992) 201–211.
  - [22] H.V.S. GangaRao, P.V. Vijay, Bending behavior of concrete beams wrapped with carbon fabric, *Journal of Structural Engineering*. 6 (1998).
  - [23] O. Buyukozturk, B. Hearing, Failure behavior of precracked concrete beams retrofitted with FRP, *Journal of Composites for Construction*. (1998).
  - [24] M. Blaschko, R. Niedermeier, K. Zilch, Bond failure modes of flexural members strengthened with FRP, in: *Second International Conference on Composites in Infrastructure*, 1998.
  - [25] C.E. Bakis, L.C. Bank, V.L. Brown, E. Cosenza, J.F. Davalos, J.J. Lesko, et al., Fiber-reinforced polymer composites for construction—State-of-the-Art review, *Journal of Composites for Construction*. 6 (2002) 73–87.
  - [26] M. Arduini, A. Nanni, Behavior of precracked RC beams strengthened with carbon FRP sheets, *Journal of Composites for Construction*. (1997).
  - [27] G. Spadea, F. Bencardino, R.N. Swamy, Structural behavior of composite RC beams with externally bonded CFRP, *Journal of Composites for Construction*. (1998) 132–137.
  - [28] U. Meier, Strengthening of structures using carbon fibre/epoxy composites, *Construction and Building Materials*. 9 (1995) 341–351.
  - [29] T.C. Triantafillou, C.G. Papanicolaou, Textile reinforced mortars (TRM) versus fibre reinforced polymers (FRP) as strengthening materials of concrete structures, in: *Proceedings of the 7th ACI International Symposium on Fibre-Reinforced (FRP) Polymer Reinforcement for Concrete Structures*, 2005: pp. 99–118.
  - [30] ACI Committee 549, ACI 549.2R-04 - Report on thin reinforced cementitious products, (2004).
  - [31] A. Peled, A. Bentur, Geometrical characteristics and efficiency of textile fabrics for reinforcing cement composites, *Cement and Concrete Research*. 30 (2000) 781–790.
  - [32] A. Olvera López, *El ferrocemento y sus aplicaciones*, México Instituto Politécnico Nacional, México D.F., 1985.
  - [33] W. Bramehuber, T. Brockmann, C. Aldea, T. Gries, A. Roye, P. Offermann, et al., *Textile Reinforced Concrete. State-of-the-Art Report of RILEM TC 201-TRC*, Report 36, RILEM Publications S.A.R.L., Bagneux, 2006.
  - [34] E. Bernat, Analysis of unreinforced and TRM-strengthened brickwork walls with eccentric axial load applied, Phd Thesis. Department of Strength of Materials and Engineering Structures. Universitat Politècnica de Catalunya, BarcelonaTECH, 2013.
  - [35] B. Barton, E. Wobbe, L.R. Dharani, P. Silva, V. Birman, a. Nanni, et al., Characterization of reinforced concrete beams strengthened by steel reinforced polymer and grout (SRP and SRG) composites, *Materials Science and Engineering: A*. 412 (2005) 129–136.
  - [36] W. Bramehuber, T. Brockmann, Concrete/Matrix, in: W. Bramehuber (Ed.), *Textile Reinforced Concrete. State-of-the-Art Report of RILEM TC 201-TRC*, Report 36, RILEM Publications S.A.R.L., Bagneux, 2006: pp. 29–56.



- 
- [37] A. Keil, H. Cuyppers, M. Raupach, J. Wastiels, Study of the bond in textile reinforced concrete: influence of matrix and interface modification, in: *Proceedings of the CCC – Challenge for Civil Construction*, Porto, 2008.
- [38] M. Raupach, J. Orlowsky, T. Büttner, U. Dilthey, M. Schleser, J. Hegger, et al., Epoxy-impregnated textiles in concrete-Load bearing capacity and durability, in: *ICTRC'2006-1st International RILEM Conference on Textile Reinforced Concrete*, 2006: pp. 77–88.
- [39] U. Dilthey, M. Schleser, M. Möller, O. Weichold, J. Hegger, W. Brameshuber, et al., Application of polymers in textile reinforced concrete-from the interface to construction elements, in: *ICTRC'2006-1st International RILEM Conference on Textile Reinforced Concrete.*, 2006: pp. 55–64.
- [40] R. Contamine, A. Si Larbi, P. Hamelin, Identifying the contributing mechanisms of textile reinforced concrete (TRC) in the case of shear repairing damaged and reinforced concrete beams, *Engineering Structures*. 46 (2013) 447–458.
- [41] F. Jesse, N. Will, M. Curbach, J. Hegger, Load-bearing behavior of textile-reinforced concrete, *ACI Special Publication*. 250 (2008).
- [42] H. Cuyppers, J. Wastiels, Stochastic matrix-cracking model for textile reinforced cementitious composites under tensile loading, *Materials and Structures*. 39 (2006) 777–786.
- [43] A. Peled, A. Bentur, Fabric structure and its reinforcing efficiency in textile reinforced cement composites, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*. 34 (2003) 107–118.
- [44] H. Cuyppers, J. Wastiels, J. Hegger, W. Brameshuber, N. Will, A stochastic cracking theory for the introduction of matrix multiple cracking in textile reinforced concrete under tensile loading, in: *ICTRC'2006-1st International RILEM Conference on Textile Reinforced Concrete*, 2006: pp. 193–202.
- [45] J. Hegger, S. Voss, Investigations on the bearing behaviour and application potential of textile reinforced concrete, *Engineering Structures*. 30 (2008) 2050–2056.
- [46] J. Hegger, N. Will, O. Bruckermann, S. Voss, Load-bearing behaviour and simulation of textile reinforced concrete, *Materials and Structures*. 39 (2006) 765–776.
- [47] R. Ortlepp, U. Hampel, M. Curbach, A new approach for evaluating bond capacity of TRC strengthening, *Cement and Concrete Composites*. 28 (2006) 589–597.
- [48] A. Brückner, R. Ortlepp, M. Curbach, Textile reinforced concrete for strengthening in bending and shear, *Materials and Structures*. 39 (2006) 741–748.
- [49] A. D'Ambrisi, F. Focacci, Flexural strengthening of RC beams with cement-based composites, *Journal of Composites for Construction*. 15 (2011) 707–720.
- [50] R. Ortlepp, S. Ortlepp, M. Curbach, M. di Prisco, R. Felicetti, G.A. Plizzari, Stress transfer in the bond joint of subsequently applied textile reinforced concrete strengthening, in: *6th International RILEM Symposium on Fibre Reinforced Concretes*, 2004: pp. 1483–1494.
- [51] P. Larrinaga, J.T. San-José, D. García, L. Garmendia, J. Díez, Experimental study of the flexural behaviour of low performance RC beams strengthened with textile reinforced mortar, in: *International Rilem Conference on Material Science and 64th RILEM Annual Week in Aachen - MATSCI 1*. 75, 2010: pp. 235–244.
- [52] P. Larrinaga, J.T. San-José, D. García, L. Garmendia, J. Díez, Refuerzo a flexión en hormigón pobre basado en sistemas de matriz inorgánica y fibras largas tejidas (TRM): estudio analítico-experimental, in: *V Congreso de ACHE*, 2011: pp. 1–10.
- [53] S. Kurtz, P. Balaguru, Comparison of inorganic and organic matrices for strengthening of RC beams with carbon sheets, *Journal of Structural Engineering*. (2001) 35–42.
- [54] H. Toutanji, Y. Deng, Comparison between organic and inorganic matrices for RC beams strengthened with carbon fiber sheets, *Journal of Composites for Construction*. 11 (2007) 507–513.

- 
- [55] L.A. Bisby, T.C. Stratford, E.C. Roy, W. Ward, Fibre reinforced cementitious matrix systems for fire-safe flexural strengthening of concrete: Pilot testing at ambient temperature, in: Network Group for Composites in Construction (Ed.), *Proceedings of the Advanced Composites in Construction*, Chesterfield, U.K., 2009.
- [56] L. Ombres, Flexural analysis of reinforced concrete beams strengthened with a cement based high strength composite material, *Composite Structures*. 94 (2011) 143–155.
- [57] P. Larrinaga, Flexural strengthening of low grade concrete through the use of new cement-based composite materials, Phd Thesis. E.T.S.I. de Bilbao. Universidad del País Vasco, 2011.
- [58] T. Blanksvärd, Strengthening of concrete structures by the use of mineral based composites, Phd Thesis, Department of Civil, Environmental and Natural Resources Engineering, Lulea University of Technology, 2007.
- [59] H.M. Elsanadedy, T.H. Almusallam, S.H. Alsayed, Y.A. Al-Salloum, Flexural strengthening of RC beams using textile reinforced mortar – Experimental and numerical study, *Composite Structures*. 97 (2013) 40–55.
- [60] C. Pellegrino, T. D’Antino, Experimental behaviour of existing precast prestressed reinforced concrete elements strengthened with cementitious composites, *Composites Part B: Engineering*. 55 (2013) 31–40.
- [61] C.G. Papanicolaou, I.C. Papantoniou, Mechanical behavior of textile reinforced concrete (TRC) / concrete composite elements, *Journal of Advanced Concrete Technology*. 8 (2010) 35–47.
- [62] H. Saadatmanesh, M.R. Ehsani, L. Jin, Repair of earthquake-damaged RC columns with FRP wraps, *ACI Structural Journal*. 94 (1997) 206–214.
- [63] H. Toutanji, Stress-strain characteristics of concrete columns externally confined with advanced fiber composite sheets, *ACI Materials Journal*. 96 (1999) 397–404.
- [64] S. Pessiki, K.A. Harries, J.T. Kestner, Axial behavior of reinforced concrete columns confined with FRP jackets, *Journal of Composites for Construction*. 5 (2001) 237–245.
- [65] T.C. Triantafillou, C.G. Papanicolaou, P. Zissimopoulos, T. Laourdekis, Concrete confinement with textile-reinforced mortar jackets, *ACI Structural Journal*. 103 (2006) 28–37.
- [66] D.A. Bournas, P.V. Lontou, C.G. Papanicolaou, T.C. Triantafillou, Textile-reinforced mortar versus fiber-reinforced polymer confinement in reinforced concrete columns, *ACI Structural Journal*. 104 (2007) 740–748.
- [67] D.A. Bournas, T.C. Triantafillou, K. Zygouris, F. Stavropoulos, Textile-reinforced mortar versus FRP Jacketing in seismic retrofitting of RC columns with continuous or Lap-spliced deformed bars, *Journal of Composites for Construction*. (2009) 360–371.
- [68] C.G. Papanicolaou, T.C. Triantafillou, K. Karlos, M. Papathanasiou, Textile-reinforced mortar (TRM) versus FRP as strengthening material of URM walls: in-plane cyclic loading, *Materials and Structures*. 40 (2006) 1081–1097.
- [69] C.G. Papanicolaou, T.C. Triantafillou, M. Papathanasiou, K. Karlos, Textile reinforced mortar (TRM) versus FRP as strengthening material of URM walls: out-of-plane cyclic loading, *Materials and Structures*. 41 (2007) 143–157.
- [70] C.G. Papanicolaou, T.C. Triantafillou, M. Lekka, Externally bonded grids as strengthening and seismic retrofitting materials of masonry panels, *Construction and Building Materials*. 25 (2011) 504–514.
- [71] E. Bernat, L. Gil, P. Roca, C. Escrig, Experimental and analytical study of TRM strengthened brickwork walls under eccentric compressive loading, *Construction and Building Materials*. 44 (2013) 35–47.
- [72] C.A. Aranha, E. Bernat, L. Gil, C. Escrig, Feasibility study of strengthening unreinforced masonry structures with shotcrete and textile, in: *Proceedings of an International Conference Held at IIT Madras, Madras, 2013*: pp. 395–404.

- 
- [73] L. Garmendia, J.T. San-José, D. García, P. Larrinaga, Rehabilitation of masonry arches with compatible advanced composite material, *Construction and Building Materials*. 25 (2011) 4374–4385.
- [74] L. Ombres, Debonding analysis of reinforced concrete beams strengthened with fibre reinforced cementitious mortar, *Engineering Fracture Mechanics*. 81 (2012) 94–109.
- [75] A. D’Ambrisi, L. Feo, F. Focacci, Bond-slip relations for PBO-FRCM materials externally bonded to concrete, *Composites Part B: Engineering*. 43 (2012) 2938–2949.
- [76] A. D’Ambrisi, L. Feo, F. Focacci, Experimental analysis on bond between PBO-FRCM strengthening materials and concrete, *Composites Part B: Engineering*. 44 (2013) 524–532.
- [77] A. D’Ambrisi, L. Feo, F. Focacci, Experimental and analytical investigation on bond between Carbon-FRCM materials and masonry, *Composites Part B: Engineering*. 46 (2013) 15–20.
- [78] M. Butler, V. Mechtcherine, S. Hempel, Experimental investigations on the durability of fibre–matrix interfaces in textile-reinforced concrete, *Cement and Concrete Composites*. 31 (2009) 221–231.
- [79] M. Butler, V. Mechtcherine, S. Hempel, Durability of textile reinforced concrete made with AR glass fibre: effect of the matrix composition, *Materials and Structures*. 43 (2010) 1351–1368.
- [80] National Research Council, CNR-DT 200/2004 - Guide for the Design and Construction of Externally Bonded FRP Systems for Strengthening Existing Structures, (2004).
- [81] ACI Committee 549, ACI 549.4R-13 - Guide to design and construction of externally bonded fabric-reinforced cementitious matrix (FRCM) systems for repair and strengthening concrete and masonry structures, (2013).
- [82] Comité Européen de Normalisation, EN 12504-1. Testing concrete in structures - Part 1: Cored specimens - Taking, examining and testing in compression, (2009).
- [83] Comité Técnico AEN/CTN 83 Hormigón, UNE 83316. Concrete tests. Determination of the modulus of elasticity in compression., (1996).
- [84] Comité Européen de Normalisation, EN 12390-3. Testing hardened concrete - Part 3: Compressive strength of test specimens, (2009).
- [85] Comité Européen de Normalisation, EN 12390-1. Testing hardened concrete - Part 1: Shape, dimensions and other requirements for specimens and moulds, (2012).
- [86] Comité Européen de Normalisation, EN 12390-2. Testing hardened concrete - Part 2: Making and curing specimens for strength tests, (2009).
- [87] Comité Européen de Normalisation, EN ISO 15630-1. Steel for the reinforcement and prestressing of concrete. Test methods - Part 1: Reinforcing bars, wire rod and wire, (2010).
- [88] Comité Européen de Normalisation, EN ISO 6892-1. Metallic materials. Tensile testing - Part 1: Method of test at room temperature, (2009).
- [89] Comité Européen de Normalisation, EN 10080. Steel for the reinforcement of concrete. Weldable reinforcing steel. General, (2006).
- [90] Comité Européen de Normalisation, EN 1015-11. Methods of test for mortar for masonry - Part 11: Determination of flexural and compressive strength of hardened mortar, (1999).
- [91] T. Gries, P. Offermann, A. Peled, Textiles, in: W. Brameshuber (Ed.), *Textile Reinforced Concrete. State-of-the-Art Report of RILEM TC 201-TRC*, Report 36, RILEM Publications S.A.R.L., Bagneux, 2006: pp. 11–27.
- [92] U. Häußler-Combe, J. Hartig, Bond and failure mechanisms of textile reinforced concrete (TRC) under uniaxial tensile loading, *Cement and Concrete Composites*. 29 (2007) 279–289.
- [93] P. Larrinaga, C. Chastre, J.T. San-José, L. Garmendia, Non-linear analytical model of composites based on basalt textile reinforced mortar under uniaxial tension, *Composites Part B: Engineering*. 55 (2013) 518–527.

- [94] P. Larrinaga, C. Chastre, H.C. Biscaia, J.T. San-José, Experimental and numerical modeling of basalt textile reinforced mortar behavior under uniaxial tensile stress, *Materials & Design*. 55 (2014) 66–74.
- [95] ICC Evaluation Service Inc., AC434-2013 - Acceptance Criteria for Masonry and Concrete Strengthening Using Fabric-reinforced Cementitious Matrix (FRCM) Composite Systems, (2013).
- [96] D. Arboleda, Fabric reinforced cementitious matrix (FRCM) composites for infrastructure strengthening and rehabilitation: characterization methods, Phd Thesis. University of Miami, 2014.
- [97] A. Badanoiu, J. Holmgren, Cementitious composites reinforced with continuous carbon fibres for strengthening of concrete structures, *Cement and Concrete Composites*. 25 (2003) 387–394.
- [98] B. Banholzer, T. Brockmann, W. Brameshuber, Material and bonding characteristics for dimensioning and modelling of textile reinforced concrete (TRC) elements, *Materials and Structures*. 39 (2006) 749–763.
- [99] B. Zastrau, I. Lepenies, M. Richter, On the Multi Scale Modeling of Textile Reinforced Concrete Micro scale Meso scale Macro scale, *Technische Mechanik*. (2008) 53–63.
- [100] Comisión Permanente del Hormigón, EHE-08-Instrucción para el proyecto y ejecución de obras de hormigón en masa y armado, (2008).
- [101] ACI Committee 440, ACI 440.2R-02 - Guide for the design and construction of externally bonded FRP systems for strengthening concrete structures, (2002).
- [102] X.Z. Lu, J.G. Teng, L.P. Ye, J.J. Jiang, Intermediate crack debonding in FRP-strengthened RC beams: FE analysis and strength model, *Journal of Composites for Construction*. (2007) 161–174.
- [103] H. Said, Z. Wu, Evaluating and proposing models of predicting IC debonding failure, *Journal of Composites for Construction*. (2008) 284–299.
- [104] A. Wiberg, Strengthening of concrete beams using cementitious carbon fibre composites, PhD Thesis, KTH Royal Institute of Technology, 2003.
- [105] ACI Committee 318, ACI 318-11 - Building code requirements for structural concrete, (2011).
- [106] Comité Européen de Normalisation, Eurocode 2. Design of concrete structures – Part 1: Common rules for building and civil engineering structures, (2004).
- [107] D. García, Experimental and numerical analysis of stone masonry walls strengthened with advanced composite materials, Phd Thesis. Universidad del País Vasco, 2009.
- [108] Comité Européen de Normalisation, EN 1504-9. Products and systems for the protection and repair of concrete structures - Definitions, requirements, quality control and evaluation of conformity - Part 9: General principles for the use of products and systems, (2011).
- [109] Comité Européen de Normalisation, EN 1504-3. Products and systems for the protection and repair of concrete structures - Definitions, requirements, quality control and evaluation of conformity - Part 3: Structural and non-structural repair, (2006).
- [110] J. Charry, Estudio experimental del comportamiento de paredes de obra de fábrica de ladrillo ante la acción de cargas laterales, Phd Thesis. Department of Construction. Universitat Politècnica de Catalunya, BarcelonaTECH, 2010.
- [111] American Society for Testing and Materials, ASTM D5034-09. Standard test method for breaking strength and elongation of textile fabrics (Grab Test), (2013).
- [112] L. Garmendia, Rehabilitation of masonry arches by a compatible and minimally invasive strengthening system, Phd Thesis. Universidad del País Vasco, 2010.
- [113] J. Hartig, F. Jesse, K. Schicktanz, U. Häußler-Combe, Influence of experimental setups on the apparent uniaxial tensile load-bearing capacity of Textile Reinforced Concrete specimens, *Materials and Structures*. 45 (2012) 433–446.

## **Anexo A. Datos experimentales de los estudios de caracterización de materiales**

### **A.1. Introducción**

En el presente anexo se incluye la información relativa a los diversos estudios complementarios llevados a término centrados básicamente en la caracterización de los materiales utilizados. Algunos de los datos obtenidos de estos estudios han sido utilizados para realizar un análisis preciso y unas conclusiones consistentes del trabajo central de la presente investigación.

A continuación se presentan los datos más relevantes de las investigaciones previas llevadas a término, incluyendo las propiedades de los materiales suministradas por los fabricantes, los procesos de fabricación/obtención/preparación de los especímenes, los montajes y procedimientos de ensayo, los resultados obtenidos y unas breves conclusiones de cada tipo de ensayo. El conjunto de esta información se encuentra resumida en el Capítulo 3 del cuerpo de la memoria.

Inicialmente se describen los procesos que sirvieron para obtener las propiedades mecánicas propias de cada uno de los materiales utilizados, *i.e.* hormigón, acero de armaduras, mortero de refuerzo y tejidos de fibras. Por último, se incluyen los ensayos de caracterización del material compuesto *TRM*. Todos los ensayos tuvieron lugar en los laboratorios LITEM-RMEE-UPC y RMEE-UPC-Barcelona entre octubre del 2011 y febrero del 2014.

### **A.2. Ensayos de caracterización de hormigones**

El presente apartado contiene la caracterización de los hormigones utilizados en la ejecución de las vigas reforzadas con *TRM*, incluyendo una descripción de las características técnicas según fabricante, el proceso de obtención y preparación de testigos de hormigón, y los métodos de ensayo para determinar la resistencia a compresión y el módulo de elasticidad secante. Finalmente se presentan los resultados de cada uno de los especímenes ensayados.

### A.2.1. Descripción de los hormigones

En el trabajo de investigación realizado se utilizaron hormigones de 5 amasadas diferentes para ejecutar las vigas de las campañas experimentales de refuerzo a flexión, todos proporcionados por la empresa Hormigones Uniland. La resistencia a compresión característica ( $f_{ck}$ ) y el tipo de cemento requeridos para todas las amasadas fue de 25MPa y CEM IIA 42,5R, respectivamente. El fabricante llevó a término ensayos de control de calidad y de resistencia del hormigón en probetas cúbicas de 150x150mm, según lo expuesto por EN 12390-1:2012 [85], EN 12390-2:2009 [86] y EN 12390-3:2009 [84].

Las propiedades de los hormigones de las diferentes amasadas y los resultados de los ensayos realizados por la empresa fabricante se resumen en la Tabla A.1.

<i>Fecha de amasada</i>	<i>Consistencia</i>	<i>Tamaño máximo árido (mm)</i>	<i>Contenido de cemento (kg/m<sup>3</sup>)</i>	<i>Relación agua cemento (a/c)</i>	<i>Resistencia media a compresión 7 días</i> $f_{cm,7}$ (MPa)	<i>Resistencia media a compresión 28 días</i> $f_{cm,28}$ (MPa)
24/01/2012	Fluida	12	339,1	0,53	37,57	46,52
01/02/2012	Fluida	12	337,6	0,53	33,26	42,35
09/02/2012	Fluida	12	342,5	0,52	-	55,42

**Tabla A.1** Propiedades de los hormigones utilizados.

De las 3 amasadas empleadas en las campañas experimentales, se volvieron a caracterizar los hormigones correspondientes a la amasada del 24/01/2012. Este hecho fue debido a que la resistencia a compresión del hormigón resultó ser una variable que condicionaba de forma significativa las predicciones analíticas de este tipo de especímenes.

### A.2.2. Preparación de las probetas de hormigón

Se realizaron dos tipos de ensayos normalizados para caracterizar los hormigones utilizados en la campaña experimental. Para determinar el módulo de elasticidad secante se llevaron a término ensayos no destructivos de compresión con cargas y descargas cíclicas. En cuanto a la obtención de la resistencia a compresión del hormigón se realizaron ensayos destructivos de compresión directa sobre probetas.

Los especímenes ensayados consistieron en piezas cilíndricas de diámetro 96mm y una altura variable ( $h_c$ ) entre 255mm y 334mm. Estas piezas fueron obtenidas como testigos de las vigas reforzadas con TRM ensayadas con anterioridad. Los testigos fueron extraídos mediante un taladro refrigerado con agua en zonas donde las vigas no presentaban fisuras, según lo establecido en EN 12504-1:2009 [82] (Figura A.1a). Con este sistema de extracción se obtuvo un acabado superficial de las probetas totalmente liso y uniforme (Figura A.1b).



a)



b)

**Figura A.1** Obtención de probetas de hormigón: a) proceso extracción, b) acabado final de la probeta.

Antes de ser ensayados, los extremos de los especímenes fueron refrentados con azufre en fase líquida, según EN 12390-2:2009 [86], utilizando un molde normalizado (Figura A.2).



**Figura A.2** Molde normalizado utilizado en el proceso de refrentado de las probetas de hormigón.

El procedimiento de refrentado consistió de las siguientes etapas:

- Rebaje de las rebabas de los extremos de las probetas mediante pulidora giratoria (Figura A.3a). Paralelamente, licuación del azufre mediante la aplicación de calor (Figura A.3b)



a)



b)

**Figura A.3** Procesos previos al refrentado de las probetas de hormigón: a) pulido de las rebabas, b) licuación del azufre.

- Una vez el azufre en fase líquida, vertido del mismo en el molde normalizado previamente untado con aceite a modo de desencofrante (Figura A.4a). Posicionamiento de la probeta de hormigón de forma que dos directrices de la misma tuvieran contacto simultaneo con los elementos volados del molde (Figura A.4b).



a)



b)

**Figura A.4** Proceso de refrentado: a) vertido del azufre en el molde, b) posicionamiento de la probeta de hormigón.

- Extracción de la probeta del molde y repetición del proceso para el lado opuesto del espécimen.
- Una vez refrentados los dos extremos de las probetas, se realiza un curado al aire del azufre en condiciones internas durante al menos 7 días (Figura A.5).
- Previamente a la ejecución de los ensayos, se realiza una comprobación de la planeidad de las probetas. Si no resultase satisfactoria, se procede a remover ambas capas de azufre y repetir el proceso desde el inicio.





**Figura A.5** Probeta de hormigón refrentada en fase de curado.

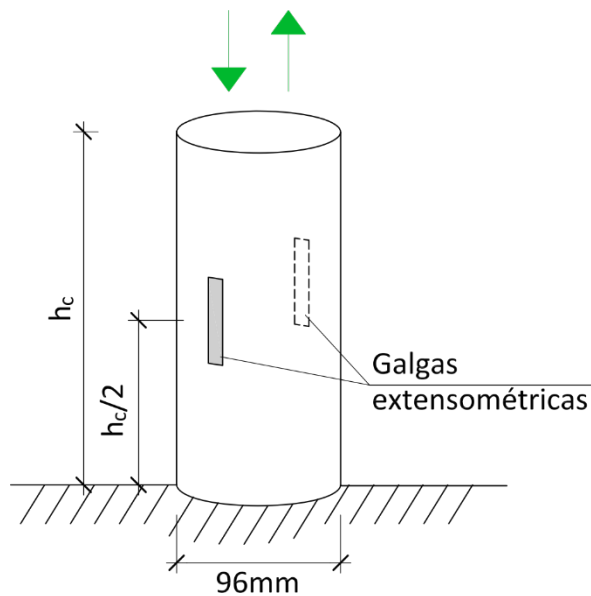
### **A.2.3. Procedimientos de ensayo en probetas de hormigón**

#### **A.2.3.1. Ensayo para la determinación del módulo de elasticidad secante**

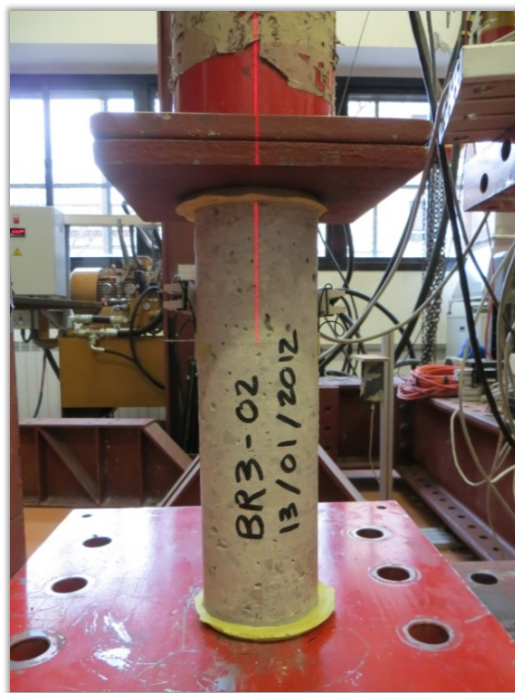
El ensayo para la determinación del módulo de elasticidad secante de las probetas de mortero se realizó según la normativa UNE 83316:1996 [83], la cual determina la ejecución de un ensayo no destructivo a compresión (Figura A.6) con 3 ciclos de carga y descarga. En cada uno de los especímenes ensayados se instalaron 2 galgas extensométricas. Estas se ubicaron en dos generatrices opuestas a la mitad de la altura del cilindro. El procedimiento de instalación de este tipo de sensores en superficies de hormigón se detalla posteriormente en el apartado B.4.2.1 del Anexo B.

Para asegurar la correcta distribución de los esfuerzos, los ensayos se ejecutaron ubicando dos placas metálicas de 200x200x10mm en la parte superior de la probeta. La aplicación de la carga fue ejecutada mediante control por fuerza utilizando un actuador oleohidráulico de capacidad 250kN. El procedimiento de ensayo se describe a continuación:

- Posicionamiento de la probeta de forma en la zona de ensayo y comprobación de la planeidad del sistema. Ubicación de las placas metálicas de reparto de carga en el extremo superior de la probeta y alineación del sistema en el plano respecto al actuador oleohidráulico.
- Descenso del actuador oleohidráulico hasta alcanzar el contacto con la placa metálica superior (Figura A.7).



**Figura A.6** Configuración del ensayo no destructivo en probetas de hormigón.

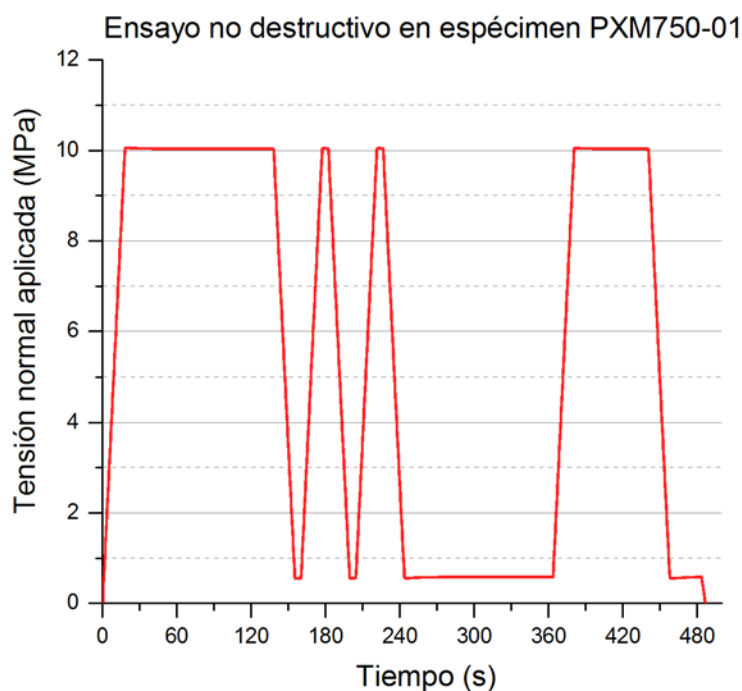


**Figura A.7** Posición inicial del ensayo no destructivo en probetas de hormigón.

- Inicio de la adquisición de datos. Las variables registradas fueron el desplazamiento vertical y la fuerza aplicada por el actuador oleohidráulico, así como las señales de ambas galgas extensométricas. Toda la información fue compilada mediante el adquisidor de datos MGC-Plus a frecuencia de 50Hz.
- Comienzo del primer ciclo de carga. Aplicación de carga hasta una tensión nominal inferior  $\sigma_b$  de 0,5MPa.
- Aplicación de carga hasta una tensión nominal superior  $\sigma_a$ , equivalente a un tercio de la resistencia del hormigón  $f_c$  (para determinar este valor, previamente se llevaron a término ensayos

a compresión de probetas de las diferentes amasadas analizadas). Mantenimiento de la carga durante 60s y registro de lecturas de deformación cada 30s.

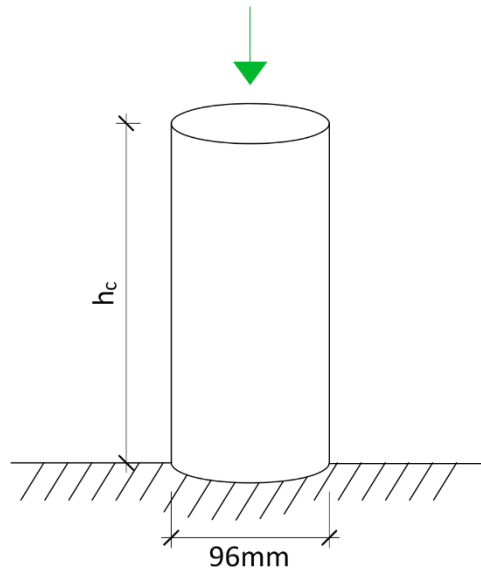
- Comprobación de que las lecturas tomadas no difiriesen un 20% del valor medio obtenido. En caso contrario, parar el ensayo, reposicionar la probeta y volver a iniciar el procedimiento.
- Reducir la carga hasta la tensión nominal inferior  $\sigma_b$  y realizar dos ciclos adicionales de carga y descarga.
- Después de terminar el último ciclo, mantener la tensión nominal inferior  $\sigma_b$  durante 60s y tomar las lecturas de las deformaciones  $\varepsilon_b$  al cabo de 30s.
- Incrementar la carga hasta la tensión nominal superior  $\sigma_a$  y tomar las lecturas de las deformaciones  $\varepsilon_a$  al cabo de 30s.
- Todos los procesos de carga y descarga se realizaron por control de fuerza a una velocidad de 4000N/s, dentro del intervalo fijado por UNE 83316:1996 [83] de  $0,5 \pm 0,2$  MPa/s. El proceso completo de carga del ensayo realizado se puede observar en la Figura A.8.



**Figura A.8** Evolución de la tensión normal a lo largo del tiempo en el ensayo no destructivo en probetas de hormigón.

#### A.2.3.2. Ensayo para la determinación de la resistencia a compresión

El ensayo para la determinación de la resistencia a compresión de las probetas de hormigón se realizó según la normativa EN 12390-3:2009 [84], la cual determina la ejecución de un ensayo de compresión directa en un volumen cilíndrico o cúbico. En el caso del presente trabajo se ensayaron probetas cilíndricas de diámetro 96mm y una altura variable ( $h_c$ ) entre 255 y 334mm (Figura A.9).



**Figura A.9** Configuración del ensayo a compresión en probetas de hormigón.

La aplicación de la carga se realizó mediante control por fuerza a una velocidad de 4000N/s utilizando una prensa oleohidráulica con una capacidad de carga de 3000kN (Figura A.10).



**Figura A.10** Montaje ensayo a compresión en probetas de hormigón.

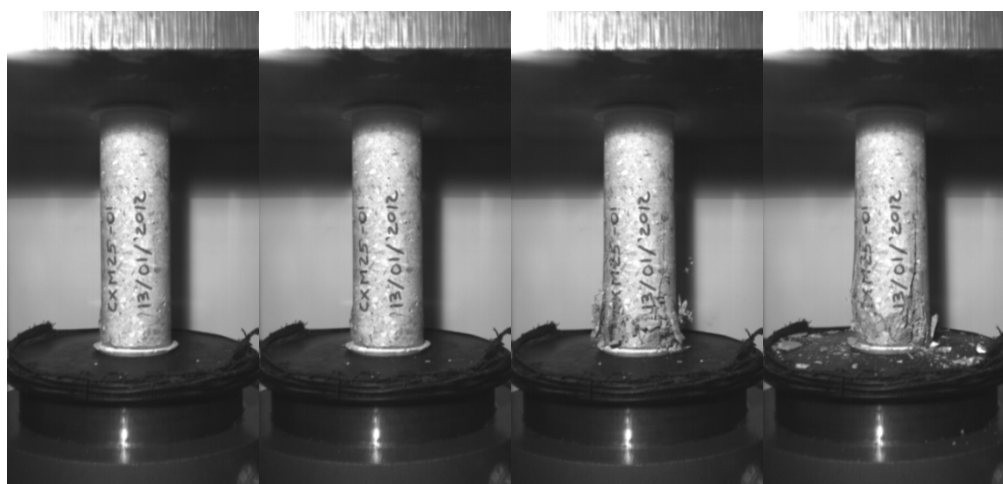
El procedimiento de ensayo se describe a continuación:

- Posicionamiento de la probeta y comprobación de la horizontalidad de la placa superior de la prensa oleohidráulica.
- Ascenso del pistón de la prensa hasta que el espécimen alcance el contacto con la placa metálica superior (Figura A.11).



**Figura A.11** Posición inicial del ensayo a compresión en probetas de hormigón.

- Inicio de la adquisición de datos y aplicación de carga mediante control por fuerza a una velocidad de 4000N/s. Las variable registrada fue la fuerza aplicada por la prensa oleohidráulica a una frecuencia de 5Hz.
- El proceso de carga fue filmado con una cámara de alta velocidad con el objetivo de captar nítidamente el momento del aplastamiento de la probeta (Figura A.12). El ensayo se dio por concluido cuando los especímenes sufrieron un fallo por aplastamiento del hormigón.



**Figura A.12** Proceso de aplastamiento de una probeta de hormigón ensayada a compresión.

#### **A.2.4. Resultados experimentales de los ensayos en hormigón**

Los resultados de los ensayos realizados en especímenes de hormigón se obtuvieron según las siguientes consideraciones:

- El módulo de elasticidad secante del hormigón ( $E_c$ ) se obtuvo suponiendo que los especímenes permanecieron en régimen elástico durante todo el proceso, de la siguiente manera (Ec. A.1):

$$E_c = \frac{\sigma_a - \sigma_b}{\varepsilon_a - \varepsilon_b} \quad \text{A.1}$$

Siendo  $\sigma_a$ ,  $\sigma_b$  las tensiones nominales superior e inferior, respectivamente, y  $\varepsilon_a$ ,  $\varepsilon_b$  las deformaciones medias a un nivel de tensión superior e inferior, respectivamente.

- La resistencia a compresión del hormigón ( $f_c$ ) se obtuvo suponiendo una distribución tensional constante en la sección del espécimen en el momento de carga máxima, de la siguiente manera (Ec. A.2):

$$f_c = \frac{F_{max}}{\frac{\pi \phi^2}{4}} \quad \text{A.2}$$

Donde  $F_{max}$  es la fuerza máxima aplicada y  $\phi$  es diámetro de la probeta (96mm en todos los casos).

La Tabla A.2 incluye, para cada probeta ensayada, la amasada a la que corresponde, el código del espécimen, la edad de la probeta y los valores de resistencia a compresión y del módulo de elasticidad secante. En la Tabla A.3 se muestra un resumen de las características mecánicas de los hormigones de distintas amasadas, incluyendo los valores medios en cada caso.

<i>Amasada</i>	<i>Especimen</i>	<i>Edad (días)</i>	<i>h (mm)</i>	<i>Resistencia a compresión <math>f_c</math> (MPa)</i>	<i>Módulo de elasticidad <math>E_c</math> (MPa)</i>
24/01/2012	CONTROL-01a	331	310	39,1	33408
	CONTROL-01b	331	308	42,6	33223

**Tabla A.2 Resultados de los ensayos en probetas de hormigón.**

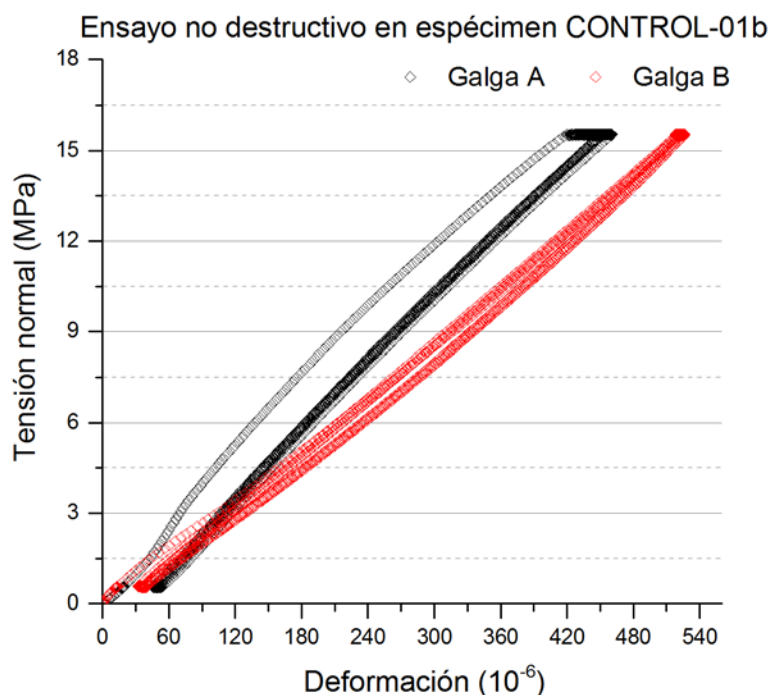
<i>Amasada</i>	<i>Resistencia a compresión <math>f_{cm}</math> (MPa)</i>	<i>Módulo de elasticidad <math>E_c</math> (MPa)</i>
24/01/2012	40,8	33316

**Tabla A.3** Promedio de los resultados obtenidos para las diferentes amasadas de hormigón ensayadas.

Se puede observar que existe una tendencia general en la que los datos proporcionados por el fabricante son superiores a los de la media de los resultados experimentales. Este hecho entra en contradicción con el comportamiento habitual del hormigón, cuya resistencia a compresión tiende a incrementarse con el paso del tiempo. Por esta razón, los datos utilizados en los posteriores estudios analíticos fueron los proporcionados por el fabricante.

Por último, la siguiente figura muestra la relación tensión-deformación de los diferentes hormigones en el ensayo no destructivo para la determinación del módulo de elasticidad secante. En ella se puede

observar el comportamiento lineal de los especímenes, alcanzando en ningún caso el estado de plasticidad del hormigón.



**Figura A.13** Relación tensión normal-deformación del ensayo para la determinación del módulo secante en un hormigón de la amasada 24/01/2012.

### A.3. Ensayos de caracterización de barras corrugadas de acero

De la misma forma que con el hormigón, se llevó a término una campaña de caracterización del acero utilizado como armadura de las vigas reforzadas con *TRM*. A continuación se muestra una descripción de las características de las barras corrugadas utilizadas, así como el proceso de obtención de las probetas y los métodos de ensayo para determinar la tensión de límite elástico, la tensión última de rotura y el módulo de elasticidad longitudinal del acero. Finalmente se presentan los resultados de cada uno de los especímenes ensayados.

#### A.3.1. Descripción de las barras corrugadas

En el trabajo de investigación realizado se utilizaron barras corrugadas de un mismo fabricante. En todos los casos el tipo de acero fue un B 500 SD, cuyas propiedades mecánicas según EN-10080:2006 [89] se incluyen en la Tabla A.4.



<i>Tipo de acero</i>	<i>Tensión de límite elástico</i> $f_{s,y}$ (MPa)	<i>Tensión última de rotura</i> $f_{s,u}$ (MPa)	<i>Alargamiento en rotura</i> $\epsilon_u$ (%)	<i>Alargamiento total bajo carga máxima</i> $\epsilon_{máx}$ (%)
B 500 SD	$\geq 500$	$\geq 575$	$\geq 16$	$\geq 9$

**Tabla A.4** Propiedades del acero utilizado según EN-10080:2006 [89].

Debido a que todas las barras poseían marcaje CE, solo se realizaron 6 ensayos de caracterización, los resultados de los cuales fueron extrapolados al resto de armaduras usadas en la ejecución de las diferentes vigas.

### A.3.2. Preparación de las probetas de acero

Se realizó un tipo de ensayo normalizado para caracterizar las barras corrugadas de acero, que consistió en someter a una tracción directa las probetas hasta rotura. De esta forma se obtuvo como resultado la curva tensión-deformación de cada uno de los especímenes, extrayendo de la misma, los valores de tensión de límite elástico  $f_{s,y}$ , tensión última  $f_{s,u}$  y módulo de elasticidad longitudinal  $E_s$ .

Las probetas ensayadas fueron obtenidas como testigos de la armadura longitudinal superior de varias vigas reforzadas a flexión con TRM, una vez estas fueron ensayadas (Figura A.14). Las barras fueron cortadas mediante sierra radial en zonas donde el doblado del armado, debido al fallo de la viga, no influyese en las propiedades mecánicas del acero. Todos los especímenes ensayados tenían un diámetro nominal de 10mm y una longitud comprendida entre 190mm y 327mm.



**Figura A.14** Armadura longitudinal de una de las vigas de hormigón reforzadas a flexión con TRM utilizada como probeta de ensayo.

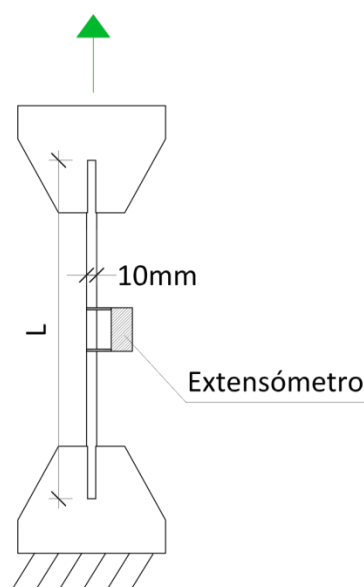
### A.3.3. Procedimiento de ensayo para la determinación la curva tensión-deformación en probetas de acero

El ensayo para la determinación de la curva tensión-deformación de las barras corrugadas de acero se realizó según lo establecido en las normativas EN ISO 15630-1:2010 [87] y EN ISO 6892-1:2009 [88],



las cuales determinan el modo de ejecución de un ensayo a tracción de una probeta de acero a temperatura ambiente.

La aplicación de la carga fue ejecutada mediante control por fuerza a una velocidad de 500N/s con una prensa de ensayos servo hidráulica con capacidad carga de 250kN (Figura A.15). Para medir las deformaciones en los especímenes se instaló un extensómetro de 20mm de separación inicial con capacidad de lectura de  $\pm 4\text{mm}$  y un error máximo de desviación lineal a fondo de escala de  $\pm 0,13\%$ .



**Figura A.15** Configuración del ensayo a tracción en barras corrugadas de acero.

El procedimiento de ensayo se describe a continuación:

- Posicionamiento de la probeta la zona de ensayo y fijación de la mordaza inferior de manera que el solapamiento con la barra corrugada fuera el máximo posible.
- Descenso de la mordaza superior hasta alcanzar el máximo solapamiento y fijación de la probeta. Colocación del extensómetro en la zona central del espécimen (Figura A.16).



**Figura A.16** Posición inicial del ensayo a tracción en barras corrugadas de acero.

- Inicio de la adquisición de datos y aplicación de carga mediante control por fuerza a una velocidad de 10N/s. Las variables registradas fueron la fuerza aplicada por el prensa servo hidráulica y las deformaciones captadas por el extensómetro. Estas fueron adquiridas a 3Hz.
- Con el objetivo de no dañar el extensómetro, este sensor fue retirado cuando la probeta hubo agotado su capacidad elástica. El ensayo se dio por concluido cuando el espécimen sufrió la rotura después de haber alcanzado su capacidad resistente máxima (Figura A.17).



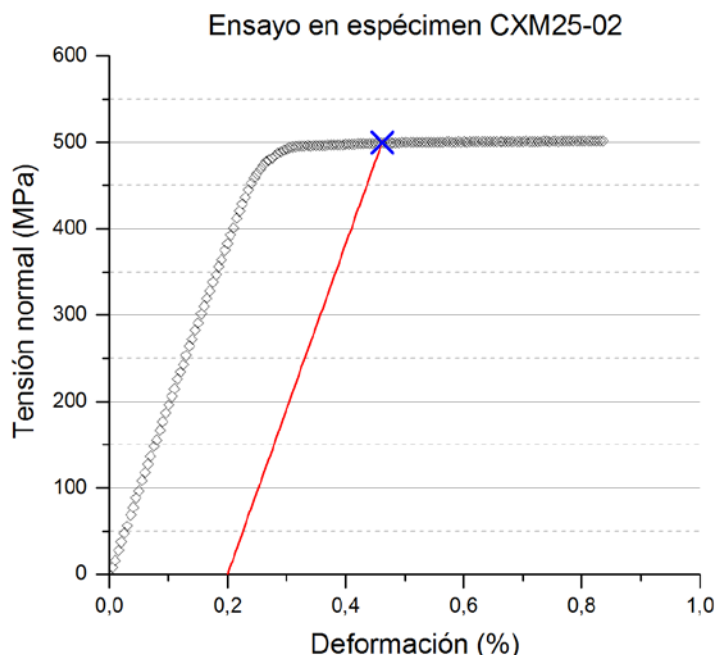
**Figura A.17** Aspecto de una barra corrugada de acero después del ensayo a tracción: a) visión general, b) detalle zona rotura.

#### **A.3.4. Resultados experimentales de los ensayos en barras corrugadas**

Los resultados de los ensayos realizados en barras de acero se obtuvieron según las siguientes consideraciones:

- La tensión de límite elástico de las barras corrugadas ( $f_{s,y}$ ) se obtuvo según lo expuesto por la normativa EHE-08 [100] mediante la intersección de la curva tensión-deformación (curva negra

Figura A.18) con una recta paralela al tramo elástico de la misma cuyo origen está situado en una deformación del 0,2% (recta roja Figura A.18).



**Figura A.18** Determinación de la tensión de límite elástico de una barra corrugada de acero.

- La tensión última de las barras corrugadas ( $f_{s,u}$ ) se obtuvo registrando la tensión máxima que alcanzó el espécimen previamente al proceso de estricción y rotura.
- El módulo de elasticidad longitudinal ( $E_s$ ) se obtuvo calculando la pendiente que forma la curva de tensión-deformación en su tramo elástico respecto al eje de abscisas.

La Tabla A.5 incluye, para cada probeta ensayada, el código del espécimen, la longitud de la probeta y los valores de tensión de límite elástico, tensión última y módulo de elasticidad longitudinal. En la Tabla A.6 se muestra un resumen de las características mecánicas del acero utilizado, incluyendo la media de los resultados y el coeficiente de variación.

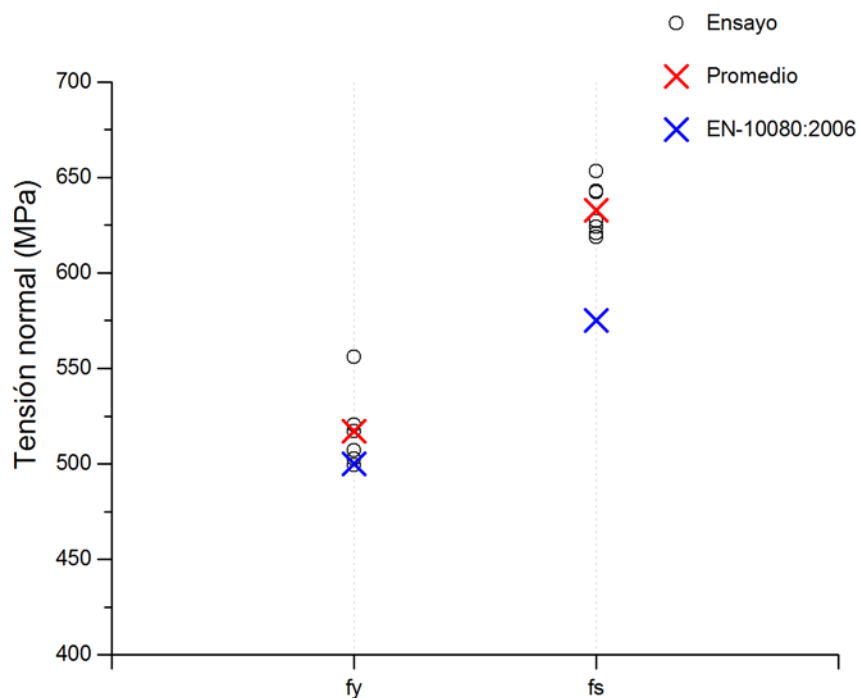
<i>Espécimen</i>	<i>L (mm)</i>	<i>Tensión de límite elástico</i>	<i>Tensión última de rotura</i>	<i>Módulo de elasticidad longitudinal</i>
		$f_{s,y} \text{ (MPa)}$	$f_{s,u} \text{ (MPa)}$	$E_s \text{ (GPa)}$
A4R3-02	214	502,81	620,84	209,42
BR3-02	291	555,73	653,23	199,78
CXM25-02	190	499,52	618,54	190,85
PXM750-01	301	-	627,10	-
VPHDM-01	255	520,60	642,91	204,14
VPHDM-02	327	507,20	624,14	196,37
CONTROL-01	226	517,31	642,14	190,31

**Tabla A.5** Resultados de los ensayos en barras corrugadas de acero.

<i>Tensión de límite elástico</i>	<i>Tensión última de rotura</i>	<i>Módulo de elasticidad longitudinal</i>
$f_{s,y}$ (MPa)	$f_{s,u}$ (MPa)	$E_s$ (GPa)
517,20 (0,04)	632,70 (0,02)	198,48 (0,03)

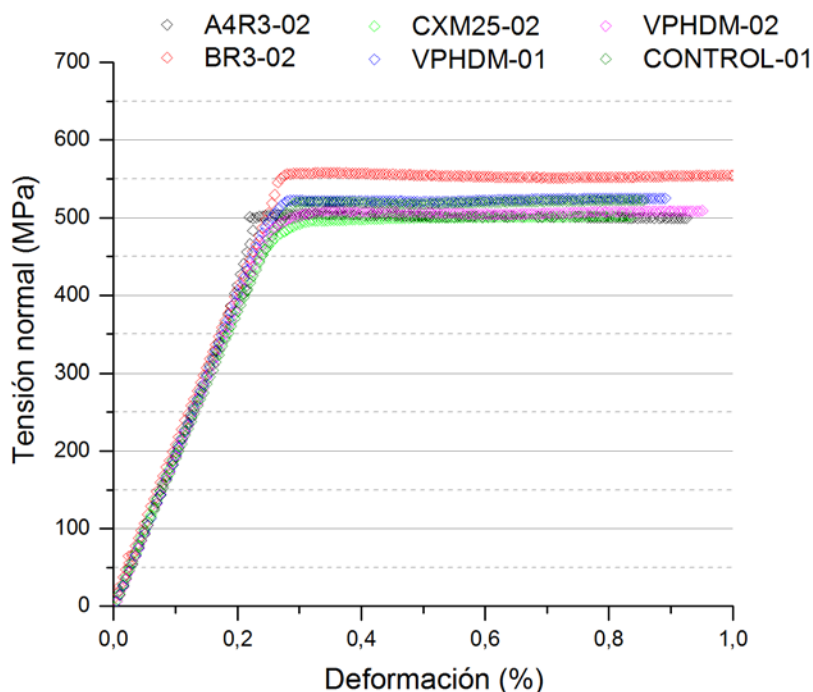
**Tabla A.6** Promedio de los resultados obtenidos de los ensayos en barras corrugadas de acero (entre paréntesis el coeficiente de variación).

En la Figura A.19 se muestran los diferentes valores de la tensión de límite elástico y la tensión última de los especímenes ensayados. En ella se puede observar que los valores medios de los ensayos (en rojo) son superiores a los valores mínimos propuestos por EN-10080:2006 [89] (en azul). Por esta razón, los datos utilizados en los posteriores estudios analíticos fueron los obtenidos en la campaña experimental de caracterización de barras corrugadas de acero desarrollada en el presente apartado.



**Figura A.19** Tensión de límite elástico y tensión última de las barras corrugadas de acero ensayadas.

Por último, la Figura A.20 muestra la relación tensión-deformación de las diferentes probetas de acero ensayadas. En ellas se puede observar el comportamiento lineal en régimen elástico y el posterior escalón de cedencia que presentan este tipo de aceros, justo antes del proceso de endurecimiento por deformación.



**Figura A.20** Relación tensión-deformación de las diferentes barras corrugadas de acero ensayadas.

## A.4. Ensayos de caracterización de morteros

Los morteros estudiados constituyen una de las partes del material *TRM*. Son los encargados de adherir el tejido al sustrato de la estructura a reforzar y su capacidad de transmitir las tensiones resulta clave para la efectividad del refuerzo.

El apartado actual incluye la caracterización de los morteros utilizados como componentes en las diferentes combinaciones de *TRM* utilizadas. Inicialmente se desarrolla una descripción de cada uno de los morteros con un resumen de las especificaciones técnicas según fabricante. A continuación, se realiza una explicación de los métodos de ensayo para determinar la resistencia a flexión, tracción y compresión, incluyendo la descripción de la elaboración de las probetas. Finalmente se presentan los resultados de cada uno de los especímenes ensayados.

### A.4.1. Descripción de los morteros

Los morteros utilizados en el presente estudio son productos de base cementítica o puzzolánica específicamente diseñados para su aplicación en *TRM*. La mayoría de ellos presentan diferentes aditivos y fibras con tal de maximizar las propiedades del refuerzo en base al tipo de fibra aplicada [37]. A continuación se detallan las características técnicas y los procedimientos de mezcla de cada uno de los morteros utilizados en el presente trabajo.

#### A.4.1.1. Planitop HDM Maxi

El Planitop HDM Maxi, designado como PHDM, es un mortero bicomponente a base de cemento de alta resistencia, fibras de vidrio, árido seleccionado y polímeros sintéticos en dispersión acuosa. Es un material diseñado para aplicar en albañilería que se puede usar como mortero de relleno y de reparación de bóvedas, así como de matriz del refuerzo *TRM*.



**Figura A.21** Componentes del mortero Planitop HDM Maxi.

El componente A es un polvo gris mezclado con fibras y el componente B está formado por polímeros sintéticos disueltos en agua (Figura A.21). Se recomienda mezclarlos de forma mecánica a bajas velocidades. Es necesario dejar reposar el conjunto durante dos minutos antes de volver a mezclar para obtener el producto final.

Una vez mezclados los componentes, el mortero resultante ofrece una elevada resistencia al despegue y una adecuada permeabilidad al vapor de agua, así como impermeabilidad al agua y a los gases agresivos de la atmósfera. Este producto cumple con los requerimientos especificados en EN 1504-9 [108] y puede ser clasificado como R2 según EN 1504-3 [109].

Planitop HDM Maxi es fabricado por la empresa Mapei S.p.A. y viene distribuido en sacos de 25kg (componente A) y recipientes de 6,75kg (componente B). Las características técnicas según fabricante se resumen en la Tabla A.7.

<i>Parámetro</i>	<i>Valor</i>
<b>Características Componente A</b>	
Apariencia	Polvo gris
Máximo tamaño de árido (mm)	1
Densidad (kg/m <sup>3</sup> )	1200
Contenido de iones cloruro (%)	≤0.05
<b>Características Componente B</b>	
Apariencia	Líquido blanco
Densidad (kg/m <sup>3</sup> )	1070
Residuo sólido (%)	13
Contenido de iones cloruro (%)	≤0.05
<b>Datos de aplicación</b>	
Proporción de la mezcla	25kg componente A con 6,75kg componente B
Consistencia	Plástica-tixotrópica
Densidad de la mezcla (kg/m <sup>3</sup> )	1850
Rango de aplicación de temperaturas	+5°C a +35°C
Espesor máximo de aplicación (mm)	25
Duración de la mezcla (min)	60
<b>Prestaciones finales</b>	
Resistencia a compresión ( $f_{mc}$ ) (MPa)	>25
Resistencia a flexión ( $f_{mx}$ ) (MPa)	>8
Módulo de elasticidad a compresión (GPa)	11
Resistencia a la adherencia (MPa)	2,0
Reacción al fuego	Euroclase E

**Tabla A.7** Características del mortero Planitop HDM Maxi según fabricante.

#### A.4.1.2. X Mesh M750

El X Mesh M750, designado como XM750, es un mortero hidráulico de alta adherencia con fibras y adiciones especiales pensado para su aplicación en estructuras de hormigón (Figura A.22).



**Figura A.22** Mortero X Mesh M750.



Se recomienda mezclarlo de forma mecánica a bajas velocidades durante 2-3 minutos, añadiendo el polvo del mortero al 90% del agua indicada en la hoja técnica. En caso de ser necesario, para alcanzar la consistencia deseada, se puede añadir el resto del agua y mezclar durante otros 1-2 minutos. Es necesario dejar reposar el mortero antes de ser aplicado.

X Mesh M750 es fabricado por la empresa Ruredil S.p.A. y viene distribuido en sacos de 25kg. Las características técnicas según fabricante se resumen en la Tabla A.8.

<i>Parámetro</i>	<i>Valor</i>
Datos de aplicación	
Agua para la mezcla	37% en peso
Consistencia	Distribución=90%
Densidad de la mezcla (kg/m <sup>3</sup> )	1500
Rango de aplicación de temperaturas	+5°C a +40°C
Prestaciones finales	
Resistencia a compresión ( $f_{mc}$ ) (MPa)	29
Resistencia a flexión ( $f_{mx}$ ) (MPa)	3,5
Módulo de elasticidad a compresión (GPa)	6
Resistencia a la adherencia (MPa)	-

**Tabla A.8** Características del mortero X Mesh M750 según fabricante.

#### A.4.1.3. X Mesh M25

El X Mesh M25, designado como XM25, es un mortero hidráulico puzzolánico con aditivos específicos, perfectamente compatible desde el punto de vista químico, físico y mecánico con el soporte, especialmente pensado para su aplicación en mampostería (Figura A.23).



**Figura A.23** Mortero X Mesh M25.

Se recomienda mezclarlo de forma mecánica a bajas velocidades durante 2-3 minutos, añadiendo el polvo del mortero al 90% del agua indicada en la hoja técnica. En caso de ser necesario, para alcanzar la



consistencia deseada, se puede añadir el resto del agua y mezclar durante otros 3-4 minutos. Es necesario dejar reposar el mortero antes de ser aplicado.

X Mesh M25 es fabricado por la empresa Ruredil S.p.A. y viene distribuido en sacos de 25kg. Las características técnicas según fabricante se resumen en la Tabla A.9.

<i>Parámetro</i>	<i>Valor</i>
Datos de aplicación	
Agua para la mezcla	26% en peso
Consistencia	Plástica. Fluidéz=75%
Densidad de la mezcla (kg/m <sup>3</sup> )	1750
Rango de aplicación de temperaturas	+5°C a +35°C
Prestaciones finales	
Resistencia a compresión ( $f_{mc}$ ) (MPa)	38
Resistencia a flexión ( $f_{mx}$ ) (MPa)	7,5
Módulo de elasticidad a compresión (GPa)	15
Resistencia a la adherencia (MPa)	0,8

**Tabla A.9** Características del mortero X Mesh M25 según fabricante.

#### A.4.1.4. Bikain R3

El Bikain R3, designado como R3, es un mortero hidráulico modificado con adiciones poliméricas, PCC. Este es un mortero diseñado para la reparación estructural que, en la actualidad, está en fase experimental de desarrollo (Figura A.24).



**Figura A.24** Mortero Bikain R3.

Para su fabricación se recomienda mezclar a bajas velocidades durante 2 minutos utilizando métodos mecánicos y dejarlo reposar antes de su aplicación. Este mortero puede ser clasificado como R3 según EN 1504-3.

Bikain R3 es fabricado por la empresa Bikain Morteros y Revocos S.A. y viene distribuido en sacos de 25kg. Las características técnicas según fabricante se resumen en la Tabla A.10.

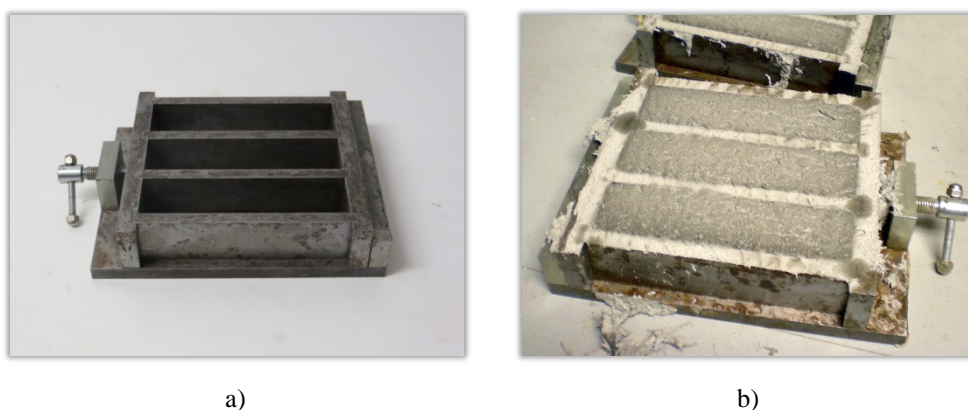
<i>Parámetro</i>	<i>Valor</i>
Datos de aplicación	
Agua para la mezcla	19% en peso
Consistencia	Plástica
Densidad de la mezcla ( $\text{kg/m}^3$ )	-
Prestaciones finales	
Resistencia a compresión ( $f_{mc}$ ) (MPa)	-
Resistencia a flexión ( $f_{mx}$ ) (MPa)	-
Módulo de elasticidad a compresión (GPa)	-
Resistencia a la adherencia (MPa)	-

**Tabla A.10** Características del mortero Bikain R3 según fabricante.

#### A.4.2. Preparación de las probetas de mortero

Se llevaron a término dos tipos de ensayos normalizados para caracterizar los diferentes morteros utilizados como matriz del *TRM*. Para determinar la resistencia a flexión y tracción se realizó un ensayo a tres puntos y, con cada una de las partes resultantes de la probeta, se ejecutó un ensayo de compresión directa para obtener su resistencia a compresión.

Los especímenes ensayados consistieron en piezas prismáticas de 160x40x40mm fabricados en moldes normalizados de capacidad para 3 probetas (Figura A.25a). Previamente al vertido del mortero, los moldes fueron untados con un producto desencoformante que facilitara la operación de desmoldeo. Una vez vertido el mortero, las probetas fueron vibradas manualmente y dejadas reposar entre 3 y 10 días en los moldes (Figura A.25b). Posteriormente se desmoldearon los especímenes y se dejaron curar en condiciones de ambiente interior al menos 28 días antes de ser ensayadas.



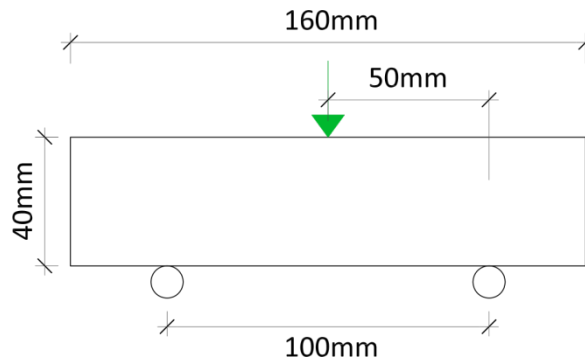
**Figura A.25** Elaboración de probetas de mortero: a) molde normalizado, b) probetas en fase de curado inicial.

#### A.4.3. Procedimientos de ensayo en probetas de mortero

##### A.4.3.1. Ensayo para la determinación de la resistencia a flexión y tracción

El ensayo para la determinación de la resistencia a flexión y tracción de las probetas de mortero se realizó según la normativa EN 1015-11:2000 [90], la cual determina la ejecución de un ensayo a 3 puntos

con aplicación de la carga en el centro de la luz y una separación entre soportes de 100mm (Figura A.26). Para asegurar la estandarización de los resultados, los ensayos se ejecutaron mediante una herramienta normalizada para este propósito (Figura A.27).



**Figura A.26** Configuración del ensayo a flexión en probetas de mortero.



**Figura A.27** Herramienta de ensayo normalizada.

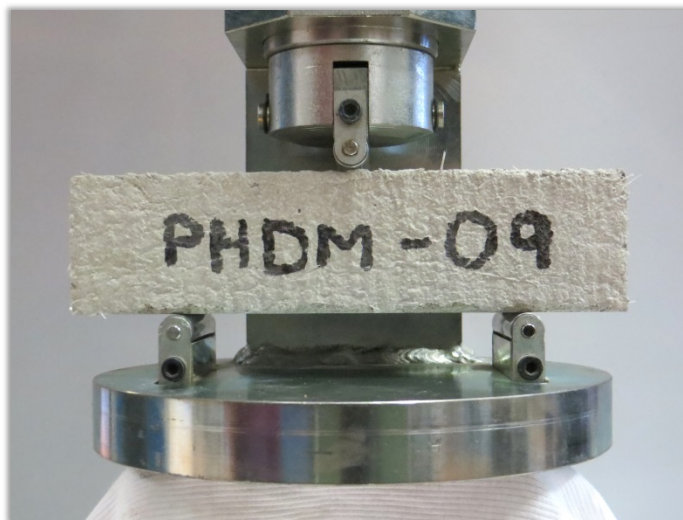
La aplicación de la carga fue ejecutada mediante control por fuerza a una velocidad de 10N/s con una prensa de ensayos electromecánica con capacidad de carga de 50kN (Figura A.28).



**Figura A.28 Montaje del ensayo a flexión de probetas de mortero.**

El procedimiento de ensayo se describe a continuación:

- Posicionamiento de la probeta de forma que esta tuviese contacto total con la parte trasera de la herramienta de ensayo. Posicionamiento longitudinal del espécimen de forma que este estuviera centrado respecto al punto de aplicación de la carga.
- Descenso de la herramienta de aplicación de carga mediante el uso de la prensa electromecánica hasta alcanzar la separación de 1mm con el espécimen a ensayar (Figura A.29).



**Figura A.29 Posición inicial del ensayo a flexión en probetas de mortero.**

- Inicio de la adquisición de datos y aplicación de carga mediante control por fuerza a una velocidad de 10N/s. Las variables registradas fueron el desplazamiento vertical de la herramienta de aplicación de carga y la fuerza aplicada por la prensa electromecánica. Estas fueron adquiridas a 5Hz.

- El proceso de carga fue filmado con una cámara de alta velocidad con el objetivo de captar nítidamente el momento de la fisuración de la probeta (Figura A.30). El ensayo se dio por concluido cuando el espécimen sufrió un fallo por rotura frágil.

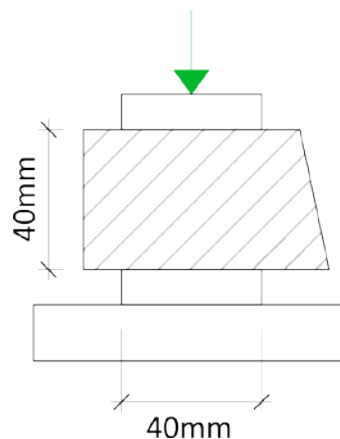


**Figura A.30** Proceso de fisuración de una probeta de mortero ensayada a flexión.

- Las dos partes resultantes de la probeta fracturada fueron utilizadas posteriormente para los ensayos a compresión.

#### *A.4.3.2. Ensayo para la determinación de la resistencia a compresión*

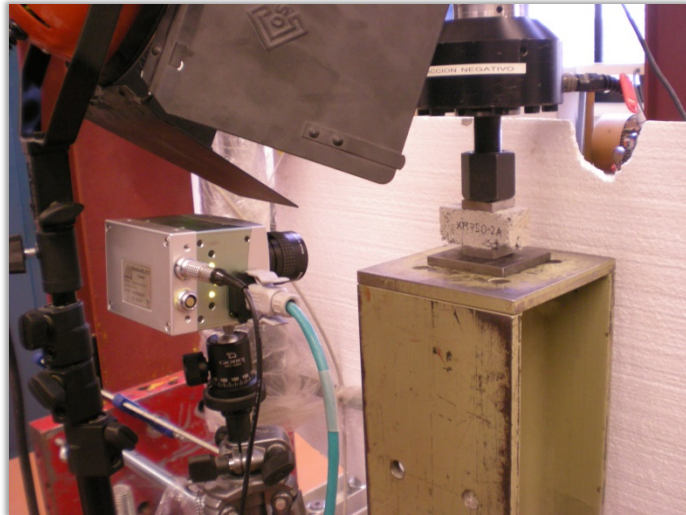
El ensayo para la determinación de la resistencia a compresión de las probetas de mortero se realizó según la normativa EN 1015-11:2000 [90], la cual determina la ejecución de un ensayo de compresión directa en un volumen cúbico de mortero de 40mm de lado. Con el propósito de no manufacturar especialmente probetas para este ensayo, se aprovecharon cada una de las mitades obtenidas del ensayo a flexión desarrollado con anterioridad (Figura A.31).



**Figura A.31** Configuración del ensayo a compresión en probetas de mortero.

Para asegurar la correcta distribución de los esfuerzos, los ensayos se ejecutaron utilizando dos placas metálicas de 40x40x10mm en ambos lados de la probeta. La aplicación de la carga se realizó mediante control por fuerza a una velocidad de 350N/s utilizando un actuador oleohidráulico de capacidad 100kN (Figura A.32).





**Figura A.32 Montaje del ensayo a compresión en probetas de mortero.**

El procedimiento de ensayo se describe a continuación:

- Posicionamiento de la probeta de forma que las dos placas metálicas estuvieran alineadas y dentro de la región sin fisurar de la probeta de mortero. Alineación del sistema en el plano respecto al actuador oleohidráulico.
- Descenso del actuador oleohidráulico hasta alcanzar el contacto con la placa metálica superior (Figura A.33).



**Figura A.33 Posición inicial del ensayo a compresión en probetas de mortero.**

- Inicio de la adquisición de datos y aplicación de carga mediante control por fuerza a una velocidad de 350N/s. Las variables registradas fueron el desplazamiento vertical y la fuerza aplicada por el actuador oleohidráulico. Estas fueron adquiridas a 50Hz.
- El proceso de carga fue filmado con una cámara de alta velocidad con el objetivo de captar nítidamente el momento del aplastamiento de la probeta (Figura A.34). El ensayo se dio por concluido cuando el espécimen sufrió el fallo por rotura frágil.

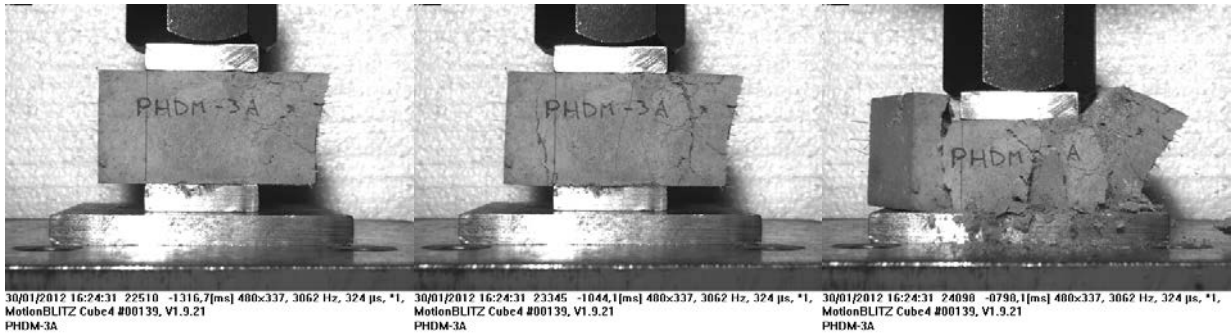


Figura A.34 Proceso de aplastamiento de una probeta de mortero ensayada a compresión.

#### A.4.4. Resultados experimentales de los ensayos en morteros

Los resultados de los ensayos realizados en probetas de mortero se obtuvieron según las siguientes consideraciones:

- La resistencia a flexión del mortero ( $f_{mx}$ ) se obtuvo suponiendo una distribución tensional lineal en la sección más solicitada del espécimen en el momento de carga máxima, de la siguiente manera (Ec. A.3):

$$f_{mx} = 1,5 \frac{F_{max} L}{bh^2} \quad A.3$$

Donde  $F_{max}$  es la fuerza máxima aplicada en el ensayo de tres puntos,  $L$  es la distancia entre soportes y  $bh$  son las dimensiones de la sección transversal de la probeta.

- La resistencia a tracción del mortero ( $f_{mt}$ ) se obtiene a partir de la resistencia a flexión ( $f_{mx}$ ) usando la formulación incluida en EHE-08 [100], usada también para este propósito por Charry [110] y Bernat [34] (Ec. A.4).

$$f_{mt} = f_{mx} \frac{1,5 \left( \frac{h}{100} \right)^{0,7}}{1 + 1,5 \left( \frac{h}{100} \right)^{0,7}} \quad A.4$$

Donde  $h$  (mm) es la altura de la probeta.

- La resistencia a compresión del mortero ( $f_{mc}$ ) se obtuvo suponiendo una distribución tensional constante en la sección del espécimen en el momento de carga máxima (Ec. A.5):

$$f_{mc} = \frac{F_{max}}{b^2} \quad A.5$$

Donde  $F_{max}$  es la fuerza máxima aplicada en el ensayo de compresión directa y  $b$  es la base de la probeta.

En las siguientes tablas (Tabla A.11 – A.14) se incluye el código del espécimen, la edad de la probeta y los valores de resistencia tensional correspondientes. En la Tabla A.15 se muestra un resumen de las características mecánicas de los morteros, incluyendo la media de los resultados y el coeficiente de variación.

<i>Espécimen</i>	<i>Edad (días)</i>	<i>Resistencia a flexión <math>f_{mx}</math> (MPa)</i>	<i>Resistencia a tracción <math>f_{mt}</math> (MPa)</i>	<i>Resistencia a compresión <math>f_{mc}</math> (MPa)</i>	
PHDM-01	60	9,34	4,12	34,68	38,13
PHDM-02	60	8,63	3,81	38,52	37,48
PHDM-03	60	9,11	4,02	34,85	37,41
PHDM-04	60	8,58	3,79	32,96	35,23
PHDM-05	60	7,69	3,39	36,86	35,27
PHDM-06	60	8,45	3,73	30,66	31,24
PHDM-07	164	12,36	5,45	40,63	38,11
PHDM-08	164	10,85	4,79	36,21	33,93
PHDM-09	164	14,26	6,29	39,39	35,61
PHDM-10	164	11,86	5,23	33,52	36,01
PHDM-11	164	13,98	6,17	36,16	39,16
PHDM-12	164	11,88	5,24	39,40	38,19

**Tabla A.11 Resultados de los ensayos en el mortero Planitop HDM Maxi.**

<i>Espécimen</i>	<i>Edad (días)</i>	<i>Resistencia a flexión <math>f_{mx}</math> (MPa)</i>	<i>Resistencia a tracción <math>f_{mt}</math> (MPa)</i>	<i>Resistencia a compresión <math>f_{mc}</math> (MPa)</i>	
XM750-01	40	10,25	4,52	30,31	27,07
XM750-02	40	9,47	4,18	26,61	27,70
XM750-03	40	10,36	4,57	31,21	26,97
XM750-04	40	11,75	5,18	33,50	32,31
XM750-05	40	11,19	4,94	31,42	30,74
XM750-06	40	10,91	4,81	31,98	32,19
XM750-07	302	9,64	4,25	26,08	26,56
XM750-08	302	9,64	4,25	28,13	26,76
XM750-09	302	10,31	4,55	26,58	25,76
XM750-10	302	10,52	4,64	28,73	29,66
XM750-11	302	10,59	4,67	26,36	26,79
XM750-12	302	9,92	4,38	26,32	26,98

**Tabla A.12 Resultados de los ensayos en el mortero X Mesh M750.**



<i>Espécimen</i>	<i>Edad (días)</i>	<i>Resistencia a flexión</i>	<i>Resistencia a tracción</i>	<i>Resistencia a compresión</i>	
		$f_{mx}$ (MPa)	$f_{mt}$ (MPa)	$f_{mc}$ (MPa)	
XM25-01	66	8,97	3,96	24,31	19,86
XM25-02	66	7,87	3,47	24,12	26,29
XM25-03	66	7,47	3,30	23,31	26,98
XM25-04	66	6,66	2,94	28,58	25,76
XM25-05	66	7,94	3,50	24,17	26,59
XM25-06	66	8,34	3,68	24,71	24,78
XM25-07	236	-	-	16,82	16,70
XM25-08	236	6,51	2,87	16,45	17,51
XM25-09	236	7,35	3,24	18,00	17,73
XM25-10	236	7,81	3,45	14,01	15,61
XM25-11	236	6,47	2,85	15,00	16,19
XM25-12	236	5,84	2,58	11,38	14,19

**Tabla A.13 Resultados de los ensayos en el mortero X Mesh M25.**

<i>Espécimen</i>	<i>Edad (días)</i>	<i>Resistencia a flexión</i>	<i>Resistencia a tracción</i>	<i>Resistencia a compresión</i>	
		$f_{mx}$ (MPa)	$f_{mt}$ (MPa)	$f_{mc}$ (MPa)	
R3-01	61	7,98	3,52	28,53	23,39
R3-02	61	8,96	3,95	26,30	25,04
R3-03	61	7,73	3,41	29,34	19,83
R3-04	61	7,88	3,48	24,51	25,53
R3-05	61	6,70	2,96	26,36	23,09
R3-06	61	9,51	4,20	20,79	23,10
R3-07	316	9,16	4,04	20,50	17,75
R3-08	316	8,79	3,88	17,41	21,66
R3-09	316	-	-	22,76	21,94
R3-10	316	8,26	3,65	21,32	23,41
R3-11	316	8,94	3,95	23,66	17,34
R3-12	316	8,32	3,67	22,23	22,80

**Tabla A.14 Resultados de los ensayos en el mortero Bikain R3.**

<i>Mortero</i>	<i>Designación</i>	<i>Resistencia a flexión</i>	<i>Resistencia a tracción</i>	<i>Resistencia a compresión</i>	
		$f_{mx}$ (MPa)	$f_{mt}$ (MPa)	$f_{mc}$ (MPa)	
Planitop HDM Maxi	PHDM	10,58 (0,20)	4,67 (0,20)	36,23 (0,07)	
X Mesh M750	XM750	10,38 (0,06)	4,58 (0,06)	28,61 (0,08)	
X Mesh M25	XM25	7,38 (0,12)	3,26 (0,12)	20,38 (0,24)	
Bikain R3	R3	8,38 (0,09)	3,70 (0,09)	22,86 (0,13)	

**Tabla A.15 Promedio de los resultados obtenidos de los ensayos en morteros (entre paréntesis el coeficiente de variación).**

Analizando los datos, la principal conclusión que se obtiene es que el mortero PHDM desarrolla un incremento de la resistencia a flexión, tracción y compresión con el paso del tiempo. En cambio, poniendo el foco en la resistencia a compresión, los morteros XM750 y R3, pero sobretudo el XM25, tienen un comportamiento diametralmente opuesto, hecho que puede comprometer la seguridad del elemento estructural si no se tiene en cuenta esta tendencia a medio plazo.

Los siguientes gráficos (Figura A.35 – A.37) muestran las resistencias a flexión, tracción y compresión de los morteros incluidos en el estudio. Se incluyen los valores medios de los ensayos (en rojo) y los valores proporcionados por los respectivos fabricantes (en azul).

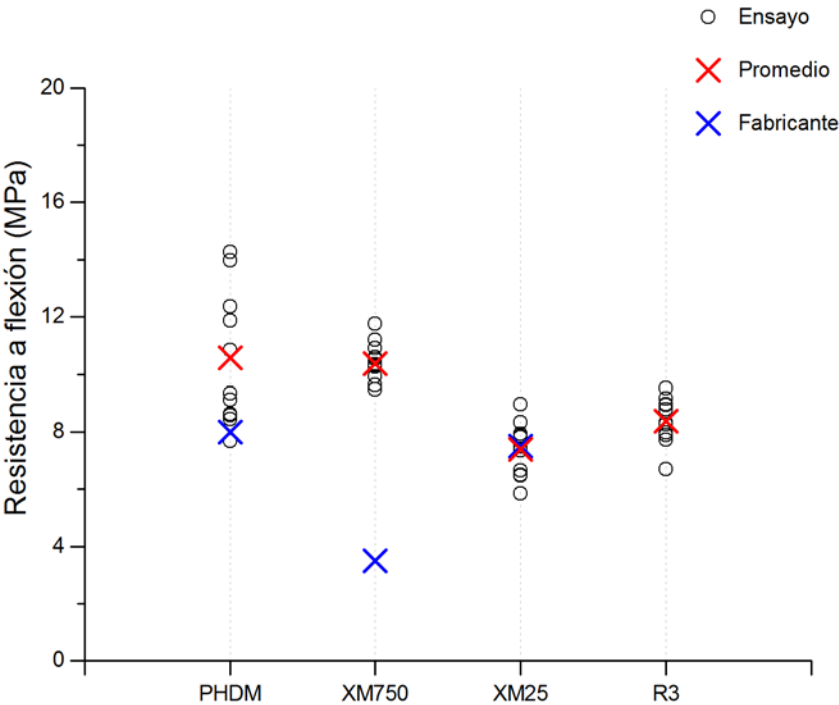


Figura A.35 Resistencia a flexión de los morteros ensayados.

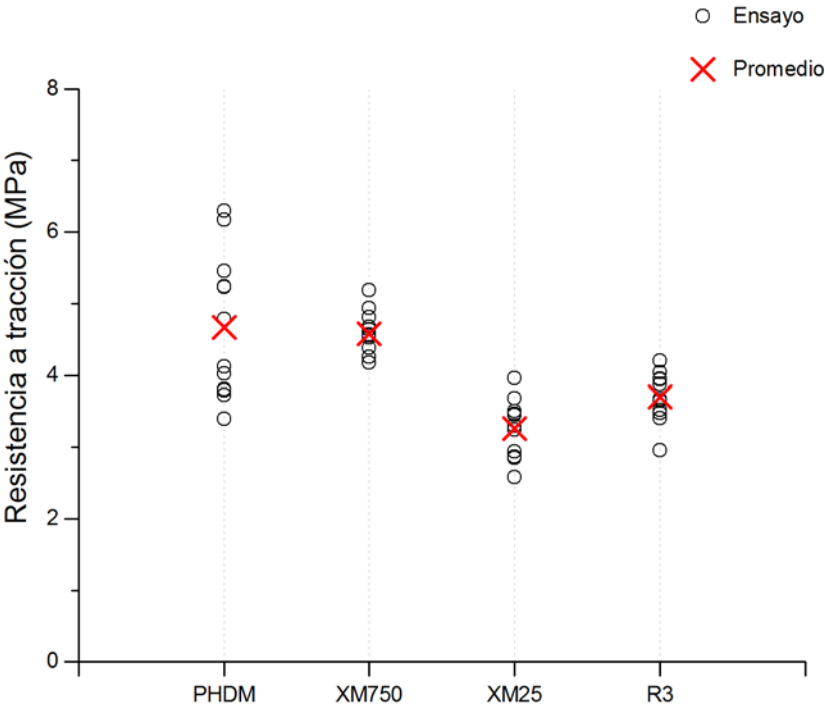
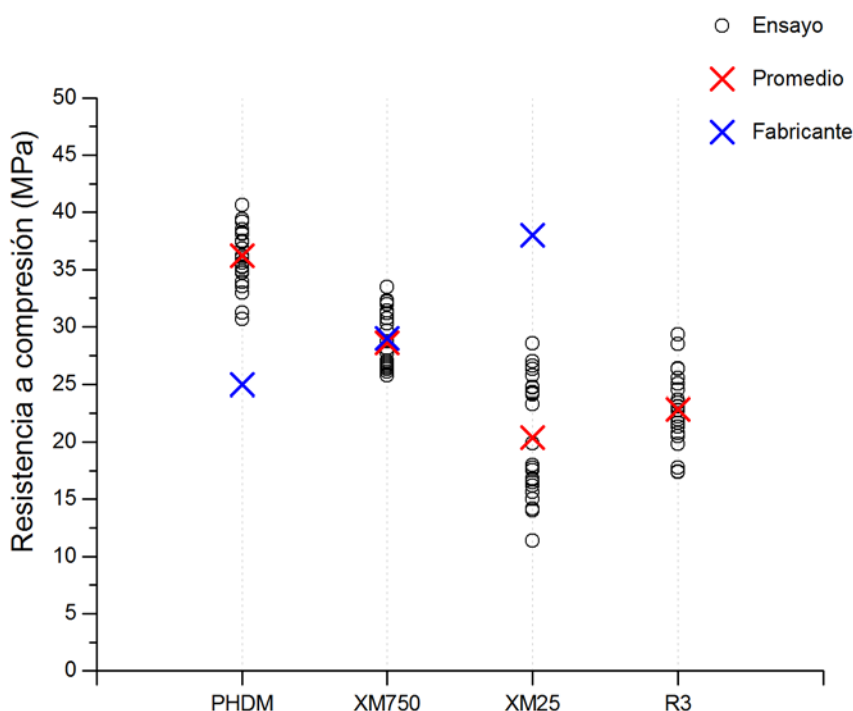


Figura A.36 Resistencia a tracción de los morteros ensayados.

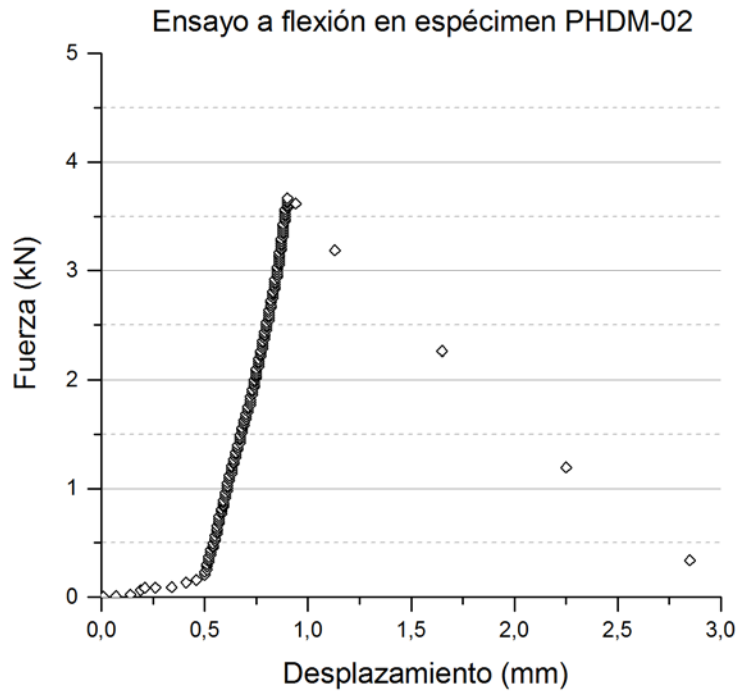


**Figura A.37 Resistencia a compresión de los morteros ensayados.**

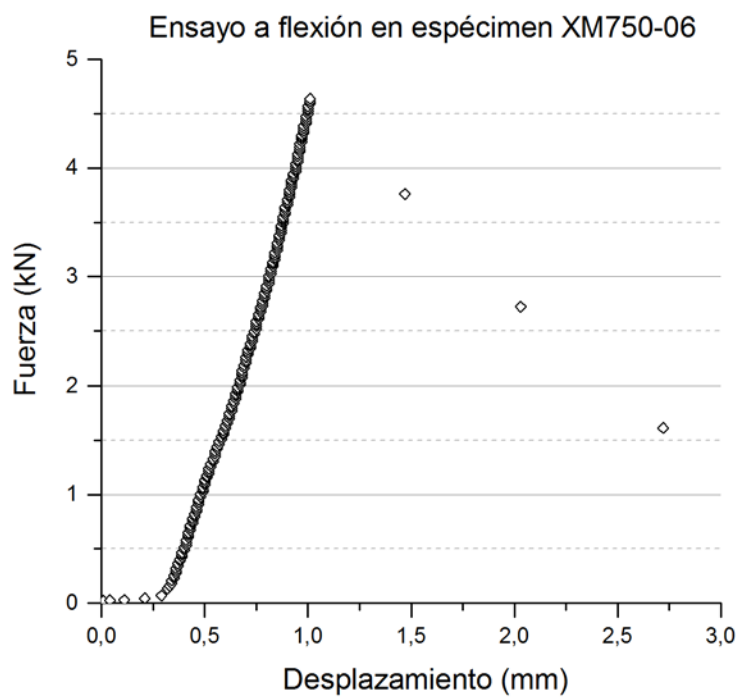
En el caso de la resistencia a flexión (Figura A.35), para el mortero XM750 se observa que el valor medio de los ensayos fue un 197% superior que el valor del fabricante, siendo este último un valor muy conservador. En menor medida, el fabricante del mortero PHDM también proporciona un valor de resistencia conservador en comparación con los resultados experimentales obtenidos (el valor experimental fue un 32% superior). En cambio, en el caso del mortero XM25, ambos valores se muestran similares.

En cuanto a la resistencia a compresión (Figura A.37), existe una dispersión de tendencias entre los diferentes morteros comparando los valores proporcionados por el fabricante y los experimentales. Se constata que, en cuanto al mortero PHDM, el valor experimental obtenido fue un 45% superior al facilitado por el productor. Por el contrario, el mortero XM25 desarrolló unos resultados opuestos, siendo la media de los resultados experimentales un 46% inferior que la proporcionada por el fabricante. Esto puede conllevar un diseño estructural por el lado de la inseguridad, hecho no deseable en ningún caso. Por último, en el caso del mortero XM750, ambos valores se muestran similares.

Las siguientes figuras (Figura A.38 – A.45) muestran la relación fuerza-desplazamiento de los diferentes morteros ensayados. En ellas se puede observar el diferente grado de fragilidad que presentan los especímenes, tanto en el ensayo a flexión (Figura A.38 – A.41) como en el ensayo a compresión (Figura A.42 – A.45), desarrollando una rotura más dúctil aquellos morteros con mayor concentración de fibras.



**Figura A.38** Resultado del ensayo para la determinación de la resistencia a flexión y tracción de un mortero Planitop HDM Maxi.



**Figura A.39** Resultado del ensayo para la determinación de la resistencia a flexión y tracción de un mortero X Mesh M750.

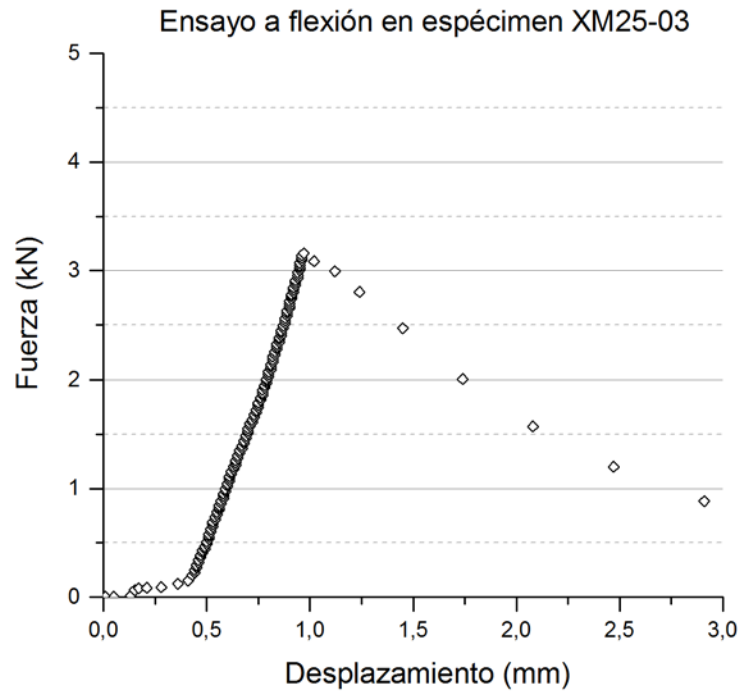


Figura A.40 Resultado del ensayo para la determinación de la resistencia a flexión y tracción de un mortero X Mesh M25.

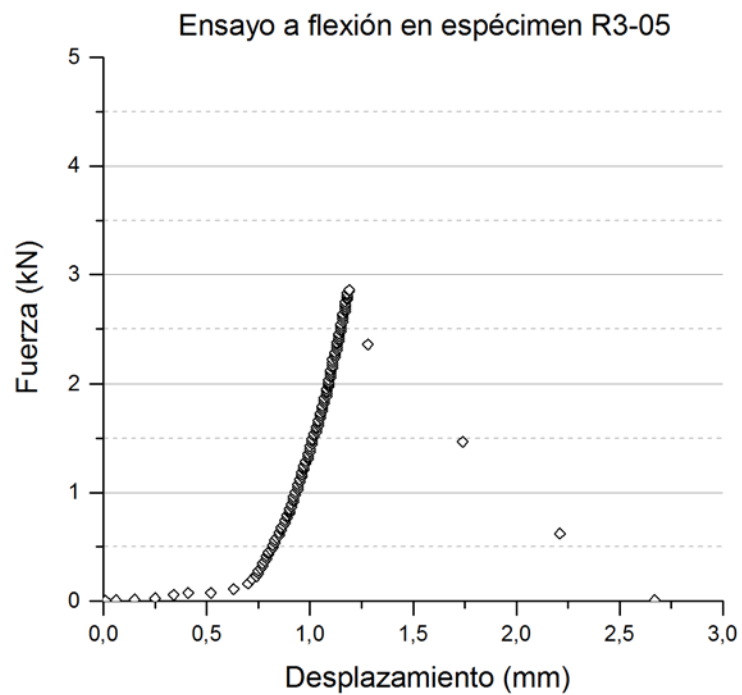


Figura A.41 Resultado del ensayo para la determinación de la resistencia a flexión y tracción de un mortero Bikain R3.

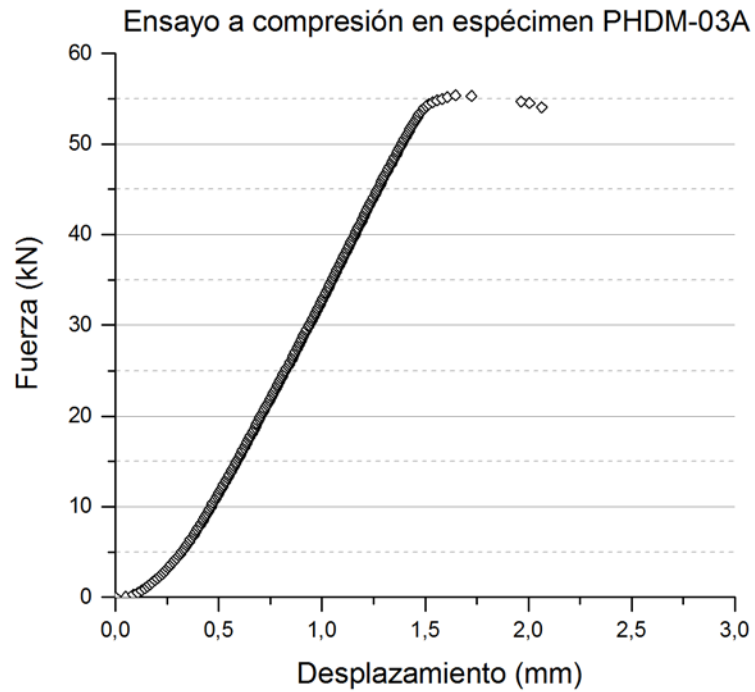


Figura A.42 Resultado del ensayo para la determinación de la resistencia a compresión de un mortero Planitop HDM Maxi.

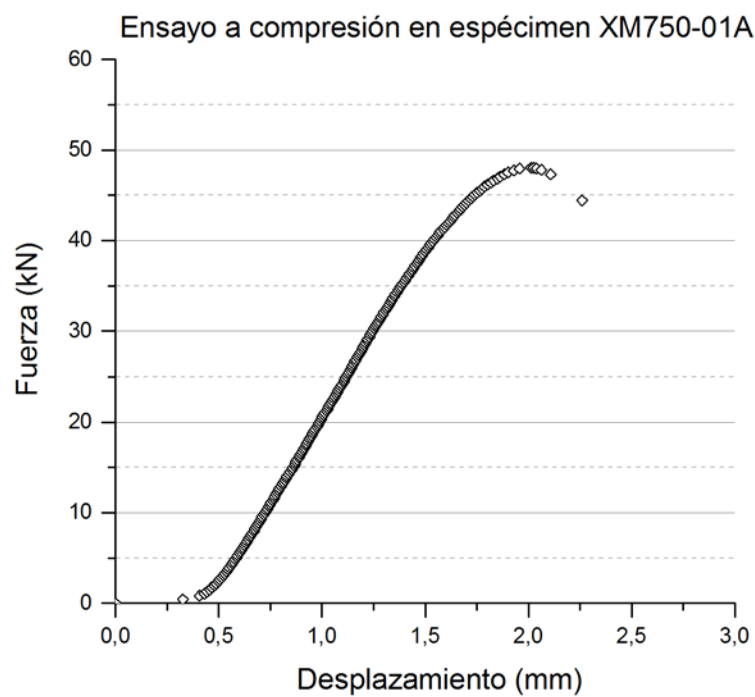


Figura A.43 Resultado del ensayo para la determinación de la resistencia a compresión de un mortero X Mesh M750.

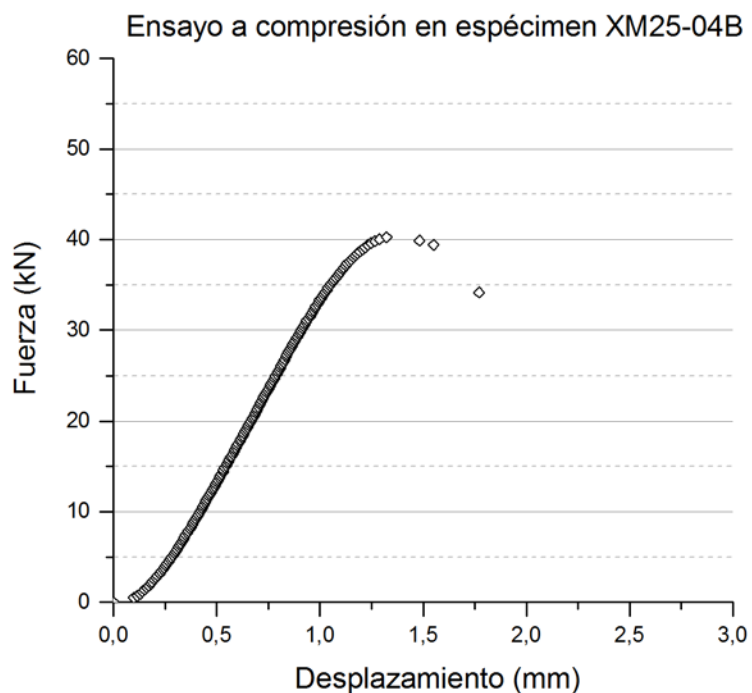


Figura A.44 Resultado del ensayo para la determinación de la resistencia a compresión de un mortero X Mesh M25.

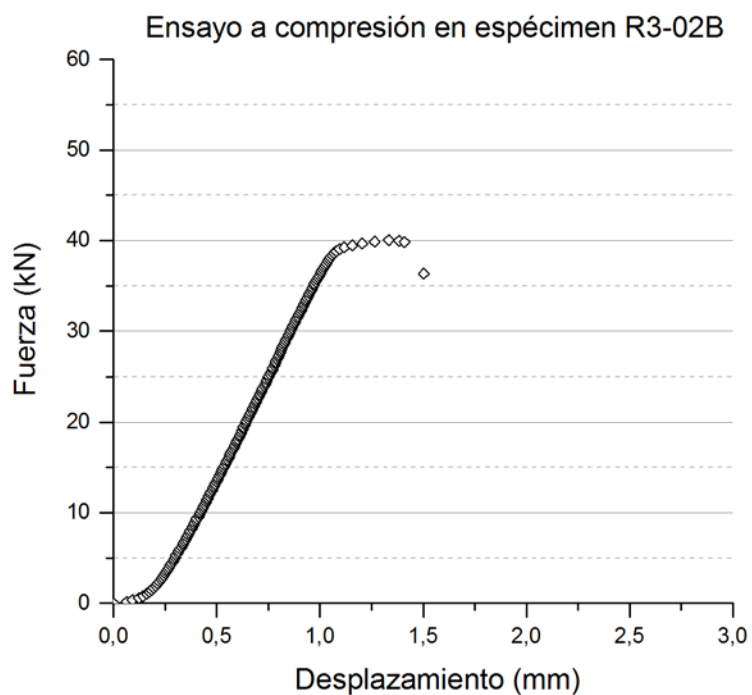


Figura A.45 Resultado del ensayo para la determinación de la resistencia a compresión de un mortero Bikain R3.

## A.5. Ensayos de caracterización de los tejidos

Los tejidos de fibras representan el elemento resistente del material compuesto *TRM*. Sus características mecánicas dependen principalmente de la cantidad de fibras que contienen, *i.e.* su densidad de masa lineal

(registrada en gramos cada 1000m o tex), así como su orientación, tamaño, organización geométrica y tipo de material.

En el presente apartado se incluye la caracterización de los tejidos utilizados en las diferentes combinaciones de *TRM* estudiadas. Se desarrolla una descripción de cada uno de ellos, con un resumen de las especificaciones técnicas según fabricante, y se realiza una explicación del método de ensayo utilizado para la determinación de las propiedades mecánicas de los tejidos, incluyendo un resumen de los pasos seguidos para la elaboración de las probetas. Finalmente se presentan los resultados de cada uno de los especímenes ensayados.

### A.5.1. Descripción de los tejidos

Los tejidos utilizados en el presente estudio son productos comerciales de diferentes fabricantes diseñados específicamente para el refuerzo estructural. Algunos de ellos fueron suministrados conjuntamente con el mortero de aplicación, mientras que otros fueron aplicados con una matriz cementítica independiente. A continuación se detallan las características técnicas de cada uno de los tejidos utilizados en el presente trabajo.

#### A.5.1.1. Fidsteel 3x2-B 4-12-500 Hardwire

El Fidsteel 3x2-B 4-12-500 Hardwire, designado como A4, es un tejido unidireccional formado por cordones de acero con alto contenido de carbono recubiertos por una fina capa de latón. Los cordones están fijados por una malla auxiliar de polímero termoestable (Figura A.46a) y están distribuidos a razón de 4 unidades cada 2,5cm (Figura A.46b). Cada cordón está constituido por 5 alambres de diámetro 0,35mm, ubicándose 2 alambres centrales envueltos por otros 3 externos que se entrelazan entre sí.

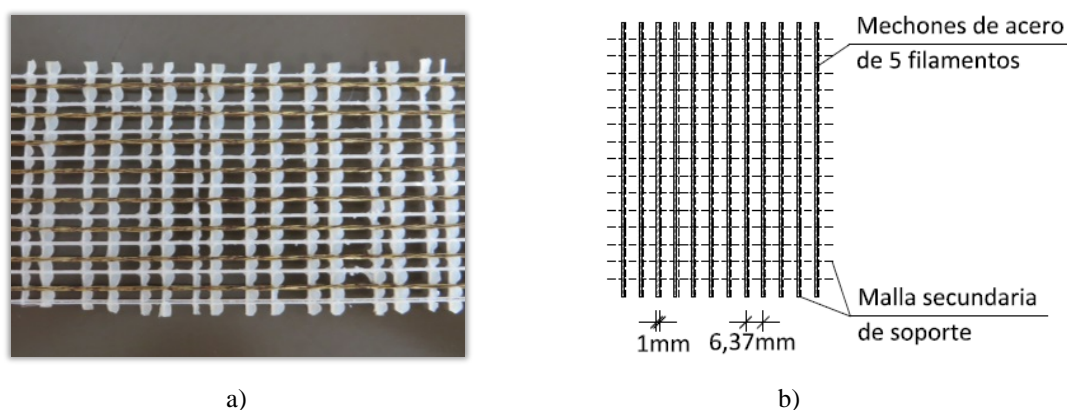


Figura A.46 Tejido Fidsteel 3x2-B 4-12-500 Hardwire: a) imagen, b) organización geométrica.

Este tipo de tejido está diseñado para el refuerzo de estructuras de mampostería (arcos, muros y soportes) y puede ser impregnado tanto por resinas como por morteros. Presenta una elevada resistencia a tracción, así como una elevada flexibilidad, idónea para ser anclado a la estructura. Las características técnicas según fabricante, obtenidas de acuerdo CNR-DT 200/2004 [80], se resumen en la Tabla A.16.



<i>Parámetro</i>	<i>Valor</i>
Alambres	
Área (mm <sup>2</sup> )	0,096
Resistencia a tracción ( $f_{fb,u}$ ) (MPa)	3200
Módulo de elasticidad ( $E_{fb}$ ) (GPa)	206
Cordón	
Área cordón (mm <sup>2</sup> )	0,481
Resistencia a tracción ( $f_{cordón}$ ) (MPa)	3068,6
Tejido	
Distribución	Unidireccional
Nº de cordones (cordón/cm)	1,57
Peso (g/m <sup>2</sup> )	600 <sup>(*)</sup>
Espesor equivalente ( $t_{tex}$ ) (mm)	0,075
Resistencia a tracción ( $f_{tex,u}$ ) (MPa)	3070
Módulo de elasticidad ( $E_{tex}$ ) (GPa)	190
Deformación última ( $\epsilon_{tex,u}$ ) (%)	1,60

<sup>(\*)</sup> Incluye el peso de la malla auxiliar de polímero termoestable.

**Tabla A.16 Características del tejido Fidsteel 3x2-B 4-12-500 Hardwire según fabricante.**

Fidsteel 3x2-B 4-12-500 Hardwire es fabricado por la empresa Fidia S.R.L. y viene distribuido en bobinas de 305mm de anchura y 152m de longitud.

#### *A.5.1.2. Fidsteel 3x2-B 12-12-500 Hardwire*

El Fidsteel 3x2-B 12-12-500 Hardwire, designado como A12, es un tejido unidireccional formado por el mismo tipo de cordón que el Fidsteel 3x2-B 4-12-500 Hardwire, pero dispuestos con una menor separación entre ellos, *i.e.* un tejido con mayor densidad de alambres. De igual forma, los cordones están fijados por una malla auxiliar de polímero termoestable (Figura A.47a) y están distribuidos a razón de 12 unidades cada 2,5cm (Figura A.47b).

Este tipo de tejido está diseñado tanto para el refuerzo de estructuras de mampostería como para el refuerzo de estructuras de hormigón. Puede ser impregnado tanto por resinas como por morteros, pero se recomienda utilizar las primeras en el caso de reforzar elementos de hormigón y los últimos cuando se aplique en mampostería.

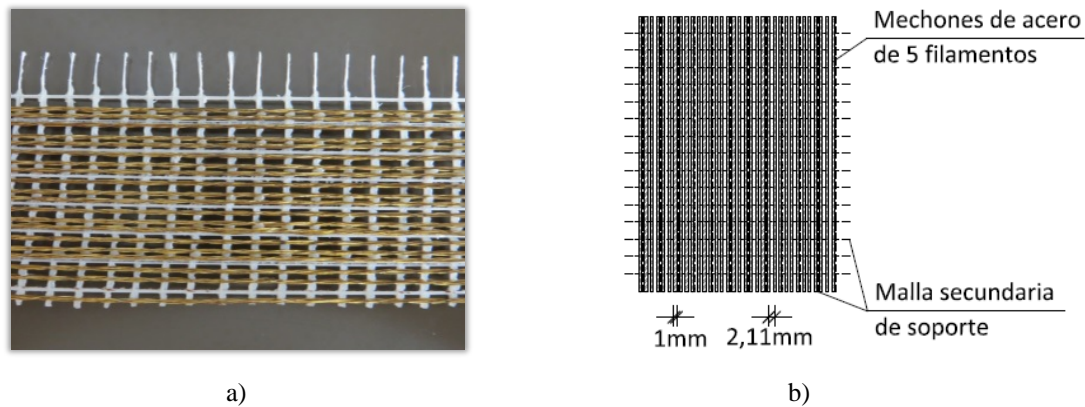


Figura A.47 Tejido Fidsteel 3x2-B 12-12-500 Hardwire: a) imagen, b) organización geométrica.

Fidsteel 3x2-B 12-12-500 Hardwire es fabricado por la empresa Fidia S.R.L. y viene distribuido en bobinas de 305mm de anchura y 152m de longitud. Las características técnicas según fabricante, obtenidas de acuerdo CNR-DT 200/2004 [80], se resumen en la Tabla A.17.

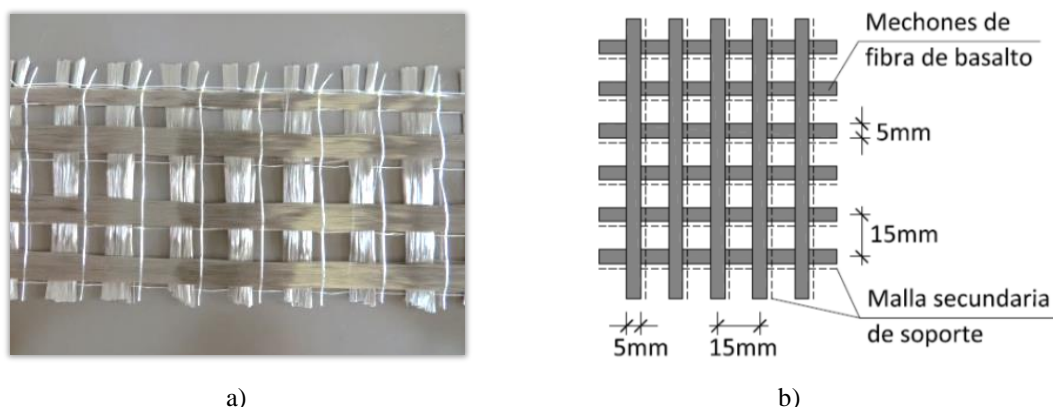
<i>Parámetro</i>	<i>Valor</i>
Alambres	
Área (mm <sup>2</sup> )	0,096
Resistencia a tracción ( $f_{fib,u}$ ) (MPa)	3200
Módulo de elasticidad ( $E_{fib}$ ) (GPa)	206
Cordón	
Área cordón (mm <sup>2</sup> )	0,481
Resistencia a tracción ( $f_{cordón}$ ) (MPa)	3068,6
Tejido	
Distribución	Unidireccional
Nº de cordones (cordón/cm)	4,72
Peso (g/m <sup>2</sup> )	1800 <sup>(*)</sup>
Espesor equivalente ( $t_{tex}$ ) (mm)	0,227
Resistencia a tracción ( $f_{tex,u}$ ) (MPa)	3070
Módulo de elasticidad ( $E_{tex}$ ) (GPa)	190
Deformación última ( $\varepsilon_{tex,u}$ ) (%)	1,60

<sup>(\*)</sup> Incluye el peso de la malla auxiliar de polímero termoestable.

Tabla A.17 Características del tejido Fidsteel 3x2-B 12-12-500 Hardwire según fabricante.

#### A.5.1.3. Fidbasalt Grid 300 C95

El Fidbasalt Grid 300 C95, designado como B, es un tejido bidireccional formado por mechones de fibras de basalto producidas a partir de la fusión y posterior hilatura de rocas volcánicas. Los mechones están fijados mediante el termo-soldado de una malla auxiliar de poliéster que previene su deshilachado y da consistencia al tejido (Figura A.48a). Presentan un ancho de 5mm y están separados 10mm entre ellos (Figura A.48b).



**Figura A.48 Tejido Fidbasalt Grid 300 C95: a) imagen, b) organización geométrica.**

Este tipo de tejido es adecuado para aplicar como refuerzo en estructuras de hormigón y mampostería, y puede ser impregnado tanto por resinas como por morteros. Debido a su tenacidad es un material adecuado para reforzar estructuras sometidas a impactos severos o cargas cíclicas, así como para mitigar los efectos sísmicos y limitar la propagación de fisuras en estructuras. Además presenta una elevada resistencia a tracción y a fatiga, y no se ve afectado por procesos de corrosión o hidrólisis.

<i>Parámetro</i>	<i>Valor</i>
Fibras	
Densidad ( $\text{g/cm}^3$ )	2,8
Resistencia a tracción ( $f_{fib,u}$ ) (MPa)	3080
Módulo de elasticidad ( $E_{fib}$ ) (GPa)	95
Deformación última ( $\varepsilon_{fib,u}$ ) (%)	3,15
Mechón	
Densidad de masa lineal (Tex)	1200
Ancho mechón ( $w_m$ ) (mm)	5
Tejido	
Distribución	Bidireccional
Nº de mechones (mechón/cm)	1,25
Peso ( $\text{g/m}^2$ )	300 <sup>(*)</sup>
Espesor equivalente ( $t_{tex}$ ) (mm)	0,053
Resistencia a tracción ( $f_{tex,u}$ ) (MPa)	1735
Módulo de elasticidad ( $E_{tex}$ ) (GPa)	90
Deformación última ( $\varepsilon_{tex,u}$ ) (%)	1,93

<sup>(\*)</sup> Incluye el peso de la malla auxiliar de polímero termoestable.

**Tabla A.18 Características del tejido Fidbasalt Grid 300 C95 según fabricante.**

Fidbasalt Grid 300 C95 es fabricado por la empresa Fidia S.R.L. y viene distribuido en bobinas de diferentes dimensiones. Las características técnicas según fabricante, obtenidas de acuerdo CNR-DT 200/2004 [80], se resumen en la Tabla A.18.

#### A.5.1.4. X Mesh C10

El X Mesh C10, designado como C, es un tejido bidireccional formado por mechones de fibra de carbono termo-soldados a una red auxiliar de poliéster (Figura A.49a). Estos tienen un ancho de 5mm y están separados entre sí por una distancia de 5mm (Figura A.49b).

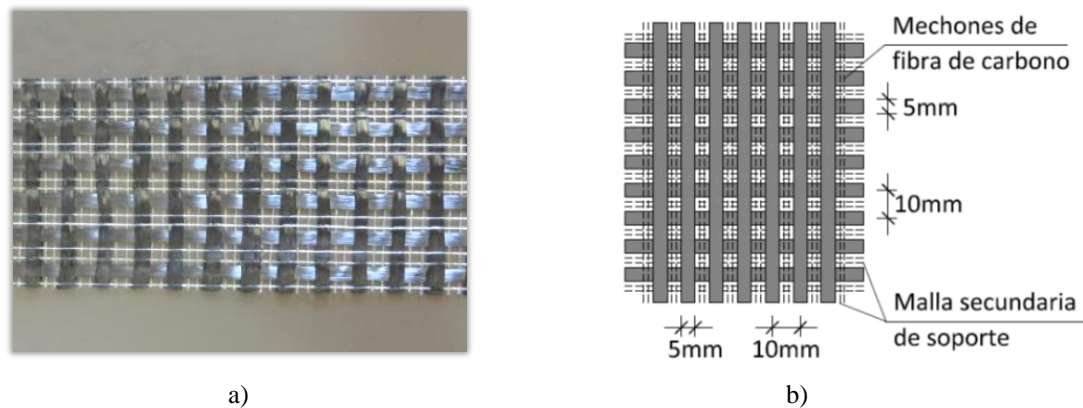


Figura A.49 Tejido X Mesh C10: a) imagen, b) organización geométrica.

Este tipo de tejido es idóneo para el refuerzo de estructuras de mampostería (arcos, muros y soportes) y está diseñado para ser impregnado por matrices inorgánicas. Confiere una elevada ductilidad a los elementos reforzados y presenta un óptimo comportamiento frente incrementos elevados de temperatura.

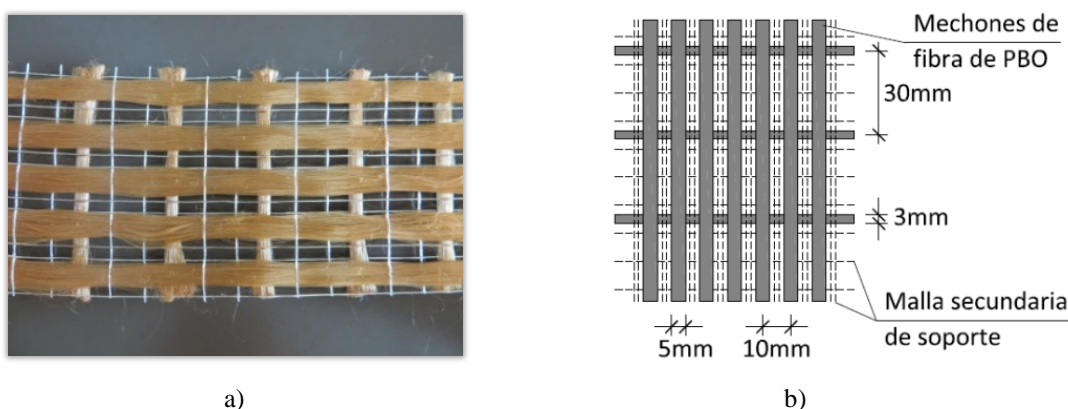
Parámetro	Valor
Fibras	
Densidad ( $\text{g/cm}^3$ )	1,82
Resistencia a tracción ( $f_{fib,u}$ ) (MPa)	4800
Módulo de elasticidad ( $E_{fib}$ ) (GPa)	240
Deformación última ( $\epsilon_{fib,u}$ ) (%)	1,80
Mechón	
Ancho mechón ( $w_m$ ) (mm)	5
Resistencia a tracción ( $f_{mechón}$ ) (kp/cm)	$\geq 160$
Tejido	
Distribución	Bidireccional
Separación entre mechones ( $s_m$ ) (mm)	5
Peso ( $\text{g/m}^2$ )	168
Espesor equivalente ( $t_{tex}$ ) (mm)	0,047

Tabla A.19 Características del tejido X Mesh C10 según fabricante.

X Mesh C10 es fabricado por la empresa Ruredil S.p.A. y viene distribuido en bobinas de 1000mm de anchura y 15m de longitud. Las características técnicas según fabricante se resumen en la Tabla A.19. Este tejido está diseñado para ser aplicado conjuntamente con el mortero X Mesh M25.

#### A.5.1.5. X Mesh Gold

El X Mesh Gold, designado como P, es un tejido bidireccional formado por mechones de fibra de Poliparafenil benzobisoxazol (*PBO*) termo-soldados a una red auxiliar de poliéster (Figura A.50a). Las fibras de *PBO* son fibras poliméricas de cristal isotrópico (p-fenileno-2 ,6-benzobisoxazol) de elevada rigidez y resistencia a tracción. En su dirección principal, el tejido presenta 4 veces más densidad de fibras que respecto su dirección secundaria, con lo que en ocasiones se puede asumir que este tejido presenta un comportamiento unidireccional. Los mechones en la dirección principal tienen un ancho de 5mm y están separados entre sí por una distancia de 5mm (Figura A.50b).



**Figura A.50 Tejido X Mesh Gold: a) imagen, b) organización geométrica.**

Este tipo de tejido ha sido diseñado como refuerzo externo de estructuras de hormigón armado o pretensado. Es adecuado para incrementar la resistencia a flexión, cortante y torsión de diferentes tipos de estructuras, así como la flexibilidad de las uniones viga-pilar en zonas con elevado riesgo sísmico. Además presenta una elevada estabilidad estructural frente al fuego, con lo que representa un refuerzo adecuado en zonas con riesgo elevado de incendio.

X Mesh Gold es fabricado por la empresa Ruredil S.p.A. y viene distribuido en bobinas de 1000mm de anchura y 15m de longitud. Las características técnicas según fabricante se resumen en la Tabla A.20. Este tejido está diseñado para ser aplicado conjuntamente con el mortero X Mesh M750.

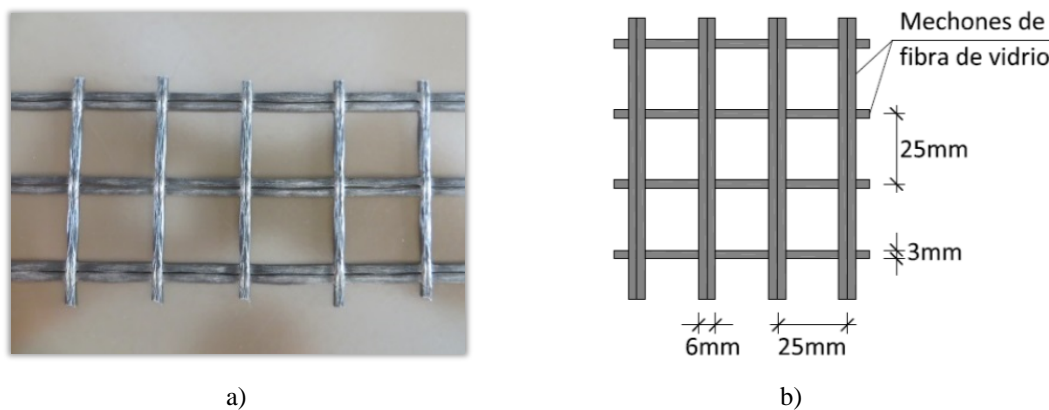
<i>Parámetro</i>	<i>Valor</i>
Fibras	
Densidad ( $\text{g/cm}^3$ )	1,56
Resistencia a tracción ( $f_{fib,u}$ ) (MPa)	5800
Módulo de elasticidad ( $E_{fib}$ ) (GPa)	270
Deformación última ( $\varepsilon_{fib,u}$ ) (%)	2,15
Temperatura de descomposición ( $^{\circ}\text{C}$ )	650
Coefficiente de dilatación térmica ( $^{\circ}\text{C}^{-1}$ )	-6e10-6
Mechón	
Ancho mechón ( $w_m$ ) (mm)	5
Tejido	
Distribución	Unidireccional <sup>(*)</sup>
Separación entre mechones ( $s_m$ ) (mm)	5
Peso ( $\text{g/m}^2$ )	88
Espesor equivalente ( $t_{tex}$ ) (mm)	0,0455
Resistencia a tracción ( $f_{tex,u}$ ) (KN/m)	264

(\*) El autor considera este tejido unidireccional debido a la significativa diferencia de propiedades entre su dirección principal y secundaria.

**Tabla A.20 Características del tejido X Mesh Gold según fabricante.**

#### A.5.1.6. Mapegrid G220

El Mapegrid G220, designado como V, es un tejido bidireccional formado por mechones de fibra de vidrio resistente a los álcalis (AR-Glass) recubiertos por una capa polimérica (Figura A.51a). Dependiendo de la dirección, los mechones tienen una anchura y separación diferentes, aunque la cuantía de fibras se mantiene invariante (Figura A.51b).



**Figura A.51 Tejido Mapegrid G220: a) imagen, b) organización geométrica.**

Este tipo de tejido ha sido diseñado como refuerzo externo de estructuras de mampostería, ofreciendo una mayor ductilidad y un reparto más uniforme de las solicitaciones en los especímenes. Presenta una óptima resistencia a tracción, así como una inalterabilidad a las agresiones químicas y a los agentes atmosféricos.

Mapegrid G220 es fabricado por la empresa Mapei S.p.A. y viene distribuido en bobinas de 900mm de anchura y 45,7m de longitud. Las características técnicas según fabricante se resumen en la Tabla A.21. Este tejido está diseñado para ser aplicado conjuntamente con el mortero Planitop HDM Maxi.

<i>Parámetro</i>	<i>Valor</i>
Fibras	
Resistencia a tracción ( $f_{fib,u}$ ) (MPa)	2600
Mechón	
Ancho mechón ( $w_m$ ) (mm)	6 / 3
Tejido	
Distribución	Bidireccional
Separación entre mechones ( $s_m$ ) (mm)	19 / 22
Peso ( $g/m^2$ )	225
Espesor equivalente ( $t_{tex}$ ) (mm)	0,042
Resistencia a tracción ( $f_{tex,u}$ ) (kN/m)	45

**Tabla A.21 Características del tejido Mapegrid G220 según fabricante.**

### A.5.2. Preparación de las probetas de tejido

Analizando los datos suministrados por los fabricantes (Tabla A.16 - A.21) se puede concluir que, generalmente, estos no proporcionan, de forma completa y uniformizada, la información referente a las propiedades de los tejidos que suministran. Debido a este motivo, se realizó una campaña de caracterización que ofreciera datos experimentales sobre las características mecánicas de los diferentes tejidos utilizados y pusiera de manifiesto la viabilidad de realizar ensayos de caracterización sencillos de mallas resistentes en caso de requerir de estos datos para el diseño estructural.

Basándose en la normativa ASTM D5034-09 [111] y a los trabajos realizados por García [107], Garmendia [112] y Larrinaga [57], con el objetivo de obtener su curva tensión-deformación de los especímenes, se diseñó una campaña experimental basada en ensayos de tracción directa hasta rotura de las probetas. A partir de esta curva, se extrajeron los valores de resistencia última a tracción  $f_{tex,u}$ , módulo de elasticidad  $E_{tex}$  y deformación última  $\varepsilon_{tex,u}$  de los tejidos.

Las probetas ensayadas consistieron en tramos de tejido de entre 30 y 40mm de ancho (magnitud condicionada por las dimensiones de la mordaza) y 500mm de longitud.

Debido a que el sistema de pinzado de las mordazas no era el adecuado para el tipo de espécimen (la presión de la mordaza no garantizaba que los mechones no deslizaran al aplicar carga o rompieran de forma local en ese tramo), se aplicaron en los extremos de la probeta dos pletinas de aluminio de 50x40mm adheridas a ambos lados con un adhesivo epóxico de resistencia a tracción 14-17MPa. Las pletinas se ubicaron de tal forma que hubiese aproximadamente 400mm de longitud libre de tejido entre ellas. El proceso de preparación de los especímenes consistió de las siguientes etapas:

- Corte del tejido y de las pletinas de aluminio según las dimensiones especificadas.



- Rascado de la superficie interna de las pletinas con el objetivo de aumentar la adherencia con la resina (Figura A.52a). Limpieza de la superficie y aplicación del adhesivo en las caras interiores de las pletinas (Figura A.52b).



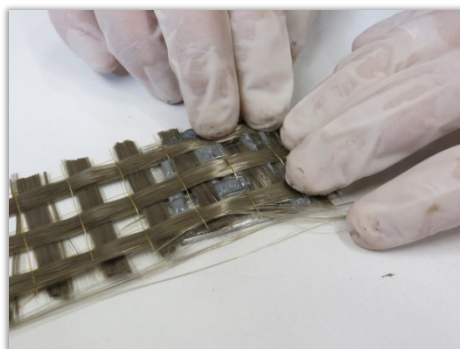
a)



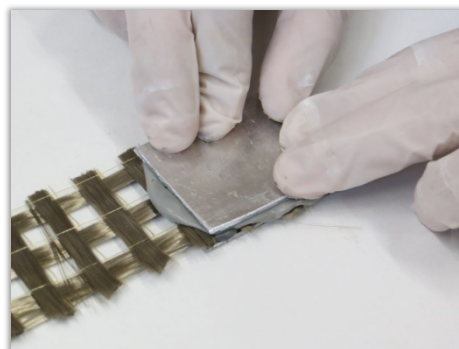
b)

**Figura A.52 Proceso de preparación de pletinas de aluminio: a) rascado y limpiado de la superficie, b) aplicación del adhesivo.**

- Aplicación del tejido en una de las pletinas, presionando levemente para asegurar la penetración del adhesivo alrededor de todos los mechones/cordones (Figura A.53a). Posicionamiento de la pletina contraria y aplicación de presión durante 120 segundos (Figura A.53b). Limpieza del material sobrante.



a)



b)

**Figura A.53 Preparación del tejido: a) inserción del tejido en el adhesivo, b) posicionamiento de la segunda pletina de aluminio.**

- Repetición de los pasos para la ejecución del sistema en el extremo opuesto de la probeta.
- Previamente a la ejecución de los ensayos, se realiza un curado al aire del espécimen en condiciones internas durante al menos 2 días (Figura A.54).



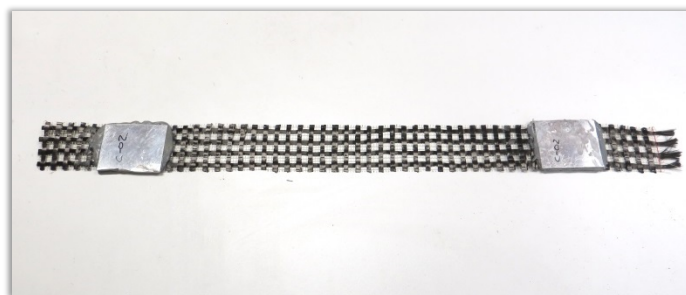


Figura A.54 Probeta de tejido con pletinas de aluminio en fase de curado.

### A.5.3. Procedimiento de ensayo para la determinación la curva tensión-deformación en probetas de tejido

El ensayo para la determinación de la curva tensión-deformación de tejidos resistentes dispuestos en forma de malla consistió en la aplicación directa de una tracción hasta la rotura del espécimen. Con el objetivo de obtener las deformaciones, se instaló un transductor de desplazamiento de alta precisión de 20mm de recorrido (error máximo de desviación lineal a fondo de escala menor a  $\pm 0,20\%$ ) que registró los desplazamientos del tejido en la sección frontera entre la malla y las pletinas de aluminio (Figura A.55). Las deformaciones se obtuvieron relacionando el incremento de longitud registrada ( $\Delta L$ ) con la distancia inicial entre pletinas de aluminio ( $L_0$ ), suponiendo despreciables los deslizamientos del tejido respecto el adhesivo (Ec. A.6):

$$\varepsilon_{tex,i} = \frac{\Delta L_i}{L_0} \quad \text{A.6}$$

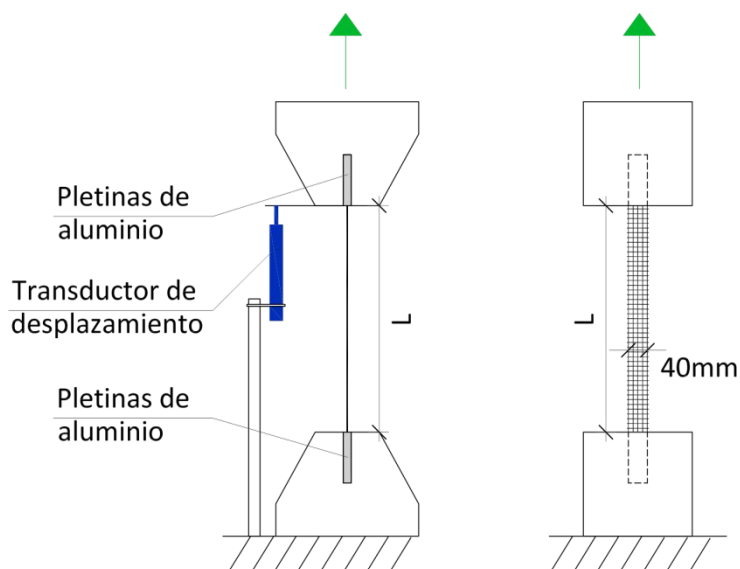


Figura A.55 Configuración del ensayo a tracción en tejidos de fibras.

Según ASTM D5034-09 [111], el ensayo debe ser realizado por control de desplazamiento a una velocidad recomendada de 300mm/min. En esa línea, estudios realizados por García [107] mostraron la influencia que tiene la velocidad de ensayo en la resistencia a tracción de los tejidos, *i.e.* a mayor

velocidad de ensayo, mayores valores de resistencia obtenidos. De acuerdo con los criterios definidos por Larrinaga [57], la aplicación de la carga fue ejecutada mediante control por desplazamiento a una velocidad de 2mm/min con una prensa de ensayos electromecánica de 50kN de capacidad de carga (Figura A.56).



**Figura A.56 Montaje del ensayo a tracción en tejidos de fibras.**

El procedimiento de ensayo se describe a continuación:

- Fijación de la probeta a las mordazas de la prensa, procurando que estas recogieran todo el ámbito de las pletinas de aluminio.
- Desplazamiento ascendiente de la mordaza superior hasta que el espécimen entrada en tensión (Figura A.57). En esta sentido cabe destacar la imposibilidad de proveer de una misma deformación inicial a todas las fibras (o alambres) de que está compuesto el tejido. Este hecho afecta directamente y de forma significativa a los resultados de deformación última  $\epsilon_{tex,u}$  y modo de fallo, desarrollando una menor resistencia a tracción aquellos especímenes con mayor número de mechones o cordones [112].



**Figura A.57** Posición inicial del ensayo a tracción en tejidos de fibras.

- Inicio de la adquisición de datos y aplicación de carga mediante control por desplazamiento a una velocidad de 2mm/min. Se midieron la distancia inicial entre pletinas de aluminio y el ancho de las probetas. Las variables registradas fueron el incremento de longitud del tejido, medido utilizando el transductor lineal de desplazamiento, y la fuerza aplicada por la prensa electromecánica. Toda la información fue compilada mediante el adquisidor de datos MGC-Plus a frecuencia de 50Hz.
- El ensayo se dio por concluido cuando los especímenes sufrieron un fallo por rotura de las fibras.

#### **A.5.4. Resultados experimentales de los ensayos en tejidos**

Los resultados de los ensayos realizados en muestras de tejido se obtuvieron según las siguientes consideraciones:

- La resistencia última a tracción del tejido ( $f_{tex,u}$ ) se obtuvo suponiendo una distribución uniforme de tensiones en la sección más solicitada del espécimen en el momento de carga máxima, de la siguiente manera (Ec. A.7):

$$f_{tex,u} = \frac{F_{max}}{d_{tex} t_{tex}} \quad A.7$$

Donde  $F_{max}$  es la fuerza máxima aplicada,  $d_{tex}$  es el ancho de la probeta y  $t_{tex}$  es el espesor equivalente del tejido.

- El módulo de elasticidad longitudinal ( $E_{tex}$ ) se obtuvo calculando la pendiente que forma la curva de tensión-deformación respecto el eje de abscisas en su tramo elástico.

- La deformación última ( $\epsilon_{tex,u}$ ) se obtuvo registrando la deformación correspondiente a la resistencia última a tracción del tejido en la curva tensión-deformación.

En la Tabla A.22 se muestran los resultados obtenidos, incluyendo el código del espécimen, la distancia inicial entre pletinas de aluminio ( $L_0$ ), el ancho medio del tejido ( $d_{tex}$ ) y los valores de resistencia a tracción ( $f_{tex,u}$ ), módulo de elasticidad ( $E_{tex}$ ) y deformación última ( $\epsilon_{tex,u}$ ) correspondientes.

<i>Espécimen</i>	<i>Distancia inicial entre pletinas</i> $L_0$ (mm)	<i>Ancho medio del tejido</i> $d_{tex}$ (mm)	<i>Resistencia última</i> $f_{tex,u}$ (MPa)	<i>Módulo de elasticidad</i> $E_{tex}$ (GPa)	<i>Deformación última</i> $\epsilon_{tex,u}$ (%)
A4-01	305	38,37	2265,46	135,41	1,80
A4-02 <sup>(1)</sup>	302	39,25	1183,76	134,63	0,93
A4-03	297	37,47	1836,68	119,89	1,52
A12-01	291	39,38	2167,25	101,16	2,26
A12-02	306	42,16	2391,16	107,31	2,58
A12-03	303	32,24	2638,94	133,05	2,71
B-01	295	36,59	419,70	51,84	1,29
B-02	301	36,72	346,74	71,28	1,18
B-03	309	36,16	483,37	66,59	1,19
C-01	278	31,29	692,22	132,49	0,82
C-02	303	32,27	338,04	107,01	0,49
C-03	298	33,57	316,15	100,58	0,47
P-01	307	35,85	3393,56	165,12	2,19
P-02 <sup>(2)</sup>	309	33,16	1508,42	148,19	2,08
P-03 <sup>(1)</sup>	306	33,06	1807,44	92,21	2,58
V-01	302	29,93	757,64	79,36	1,01
V-02	300	29,78	708,14	73,58	1,06
V-03	309	30,12	873,44	73,17	1,24

<sup>(1)</sup> El tejido deslizó respecto del adhesivo.

<sup>(2)</sup> Las pletinas sufrieron una rotación en el proceso de carga.

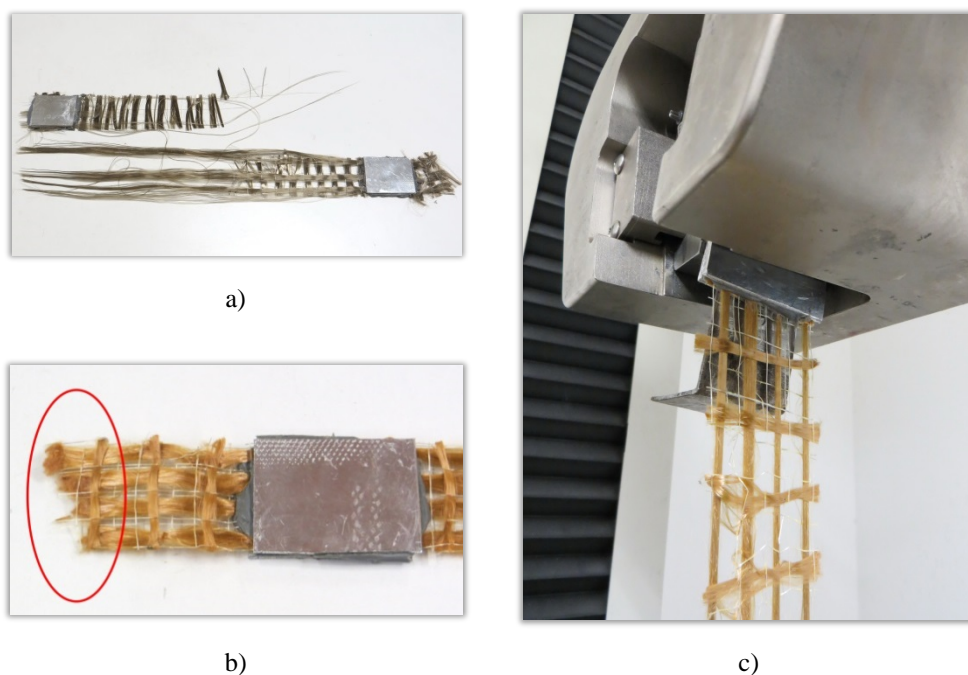
**Tabla A.22 Resultados de los ensayos en tejidos.**

Analizando los datos (Tabla A.22), se observa una elevada dispersión de los resultados obtenidos en los tejidos de alambres de acero (A4) y fibras de *PBO* (P) debido a anomalías en los procedimientos de ensayo, *i.e.* deslizamientos de los mechones/cordones o rotación de las pletinas de sujeción. En el caso de los tejidos de fibras de carbono (C), uno de los especímenes obtuvo unos resultados significativamente más elevados que el resto.

La Tabla A.23 muestra un resumen de los valores medios de las características mecánicas de los tejidos obtenidas experimentalmente. Para el cálculo de estos valores, solo se tuvieron en cuenta los especímenes que tuvieron un fallo por rotura de las fibras (Figura A.58a) y se descartaron los resultados de aquellas probetas que sufrieron alguna incidencia, *e.g.* deslizamiento de los mechones (Figura A.58b) y/o rotación de las pletinas en el proceso de carga (Figura A.58c).

<i>Tejido</i>	<i>Designación</i>	<i>Resistencia última</i>	<i>Módulo de elasticidad</i>	<i>Deformación última</i>
		$f_{tex,u}$ (MPa)	$E_{tex}$ (GPa)	$\epsilon_{tex,u}$ (%)
Fidsteel 3x2-B 4-12-500 Hardwire	A4	2051,07	129,98	1,66
Fidsteel 3x2-B 12-12-500 Hardwire	A12	2399,12	113,84	2,52
Fidbasalt Grid 300 C95	B	416,61	63,23	1,22
X Mesh C10	C	448,80	113,36	0,59
X Mesh Gold	P	3393,56	156,66	2,19
Mapegrid G220	V	779,74	75,37	1,10

**Tabla A.23 Promedio de los resultados obtenidos de los ensayos en tejidos.**



**Figura A.58 Fallo de los especímenes: a) rotura de las fibras, b) deslizamiento de los mechones, c) rotación de la pletina.**

Los siguientes gráficos (Figura A.59 – A.61) muestran los valores obtenidos de resistencia última a tracción  $f_{tex,u}$ , módulo de elasticidad  $E_{tex}$  y deformación última  $\epsilon_{tex,u}$  de los tejidos ensayados. Se incluyen los valores medios de los ensayos (en rojo), los valores proporcionados por los respectivos fabricantes (en azul) y los valores obtenidos de los ensayos con alguna anomalía (círculo negro sólido).

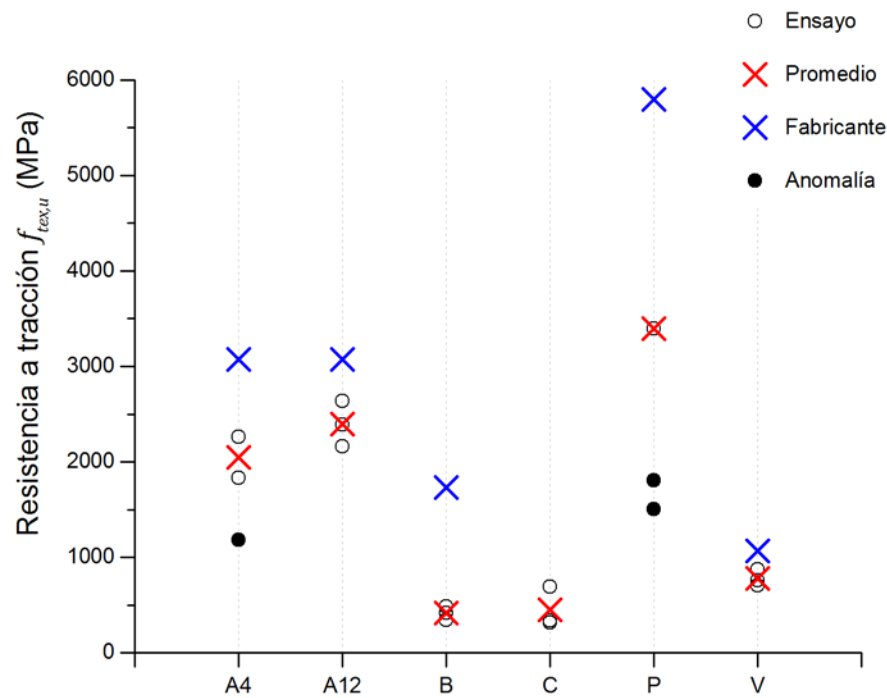


Figura A.59 Resistencia última a tracción de los tejidos ensayados.

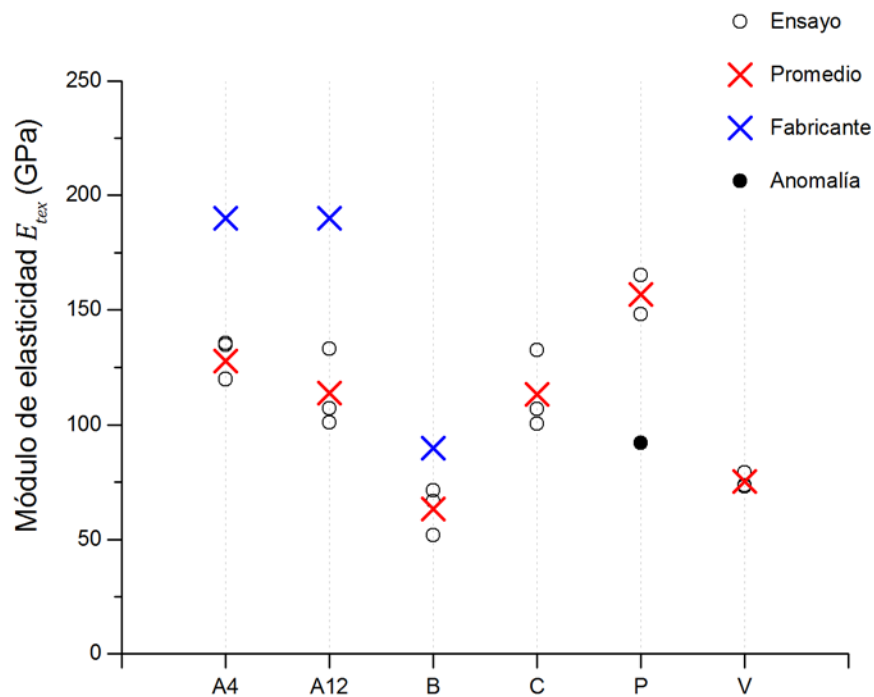
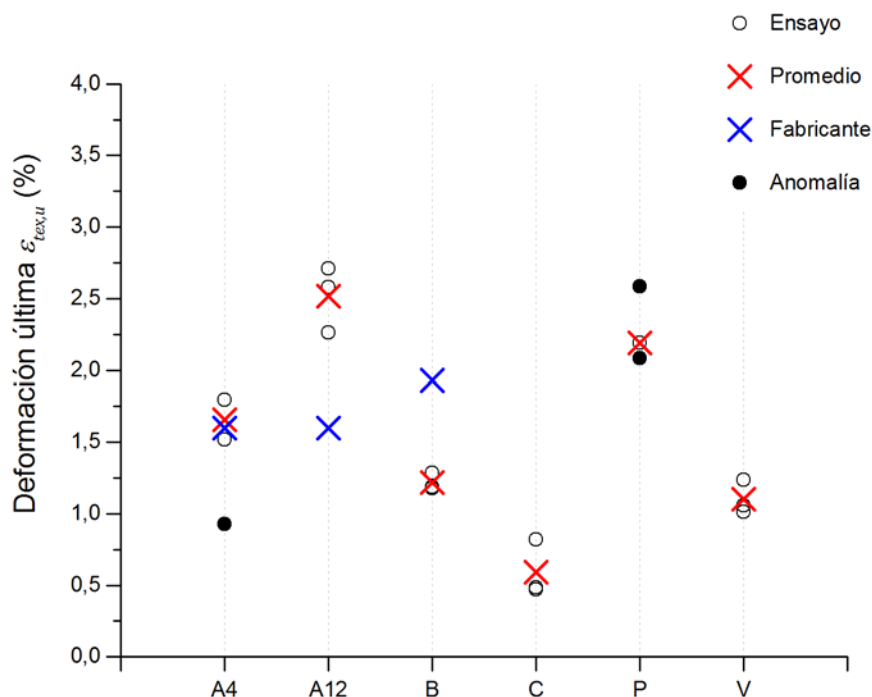


Figura A.60 Módulo de elasticidad de los tejidos ensayados.



**Figura A.61 Deformación última de los tejidos ensayados.**

Observando los tejidos constituidos por cordones de acero, se comprueba que los especímenes con mayor densidad de cordones (A12) presentaron una mayor capacidad resistente (Figura A.59) y deformación última (Figura A.61) que sus homólogos de baja densidad (A4). Por el contrario, el promedio de los resultados en referencia al módulo de elasticidad es superior en los tejidos de menor densidad de cordones (Figura A.60). Al contrario de lo especificado por los fabricantes, estos datos indican una clara influencia de la densidad de masa lineal en las características mecánicas de los tejidos.

En cuanto a los tejidos de fibras basalto (B), los ensayos mostraron una dispersión de resultados menor que en otros tejidos, pero el promedio de los valores experimentales fue sensiblemente inferior a los proporcionados por el fabricante.

Los resultados obtenidos en los ensayos de probetas de tejidos de fibra de carbono (C) muestran una mayor dispersión que los extraídos de la serie con tejidos de fibras de basalto (B). En particular, los valores de resistencia última a tracción y deformación última del espécimen C-01 fueron entre un 75% y 120% superiores a los de los otros dos especímenes (Figura A.59 y Figura A.61). En el caso del módulo de elasticidad, el espécimen C-01 desarrolló un valor 23% y 32% superior a los especímenes C-02 y C-03, respectivamente (Figura A.60). Estas diferencias pueden ser debidas a la dificultad de inferir la misma deformación inicial en todas las fibras debido a la elevada densidad de material existente en cada mechón. Debido a la falta de datos suministrados por el fabricante, no se puede realizar la comparación entre estos y los promedios extraídos de los experimentos realizados.

Los tejidos de fibras de *PBO* (P) presentaron una elevada dispersión de resultados. Como se ha comentado con anterioridad, este hecho fue debido a anomalías en los ensayos debidas principalmente al deslizamiento de las fibras en el mecanismo de sujeción. La causa de estos deslizamientos fue la baja capacidad de penetración que tuvo el adhesivo en el tejido, en el que quedaron sin impregnar las fibras interiores de los mechones debido a su elevada densidad de material (Figura A.62). Independientemente a estas casuísticas, cabe destacar que la resistencia a tracción obtenida del ensayo sin incidencias fue un 59% inferior al valor proporcionado por el fabricante (Figura A.59), una diferencia significativa entre ambos datos.



**Figura A.62 Impregnación deficiente del adhesivo en tejido de *PBO*.**

Por último, los tejidos de fibras de vidrio (V) son los que muestran una menor dispersión de resultados en el conjunto de características mecánicas analizadas. Además, en cuanto a la resistencia última a tracción, son los tejidos que muestran una mejor concordancia entre el promedio de los resultados experimentales y el valor suministrado por el fabricante (Figura A.59).

Con el objetivo de profundizar en los datos suministrados por los fabricantes y estudiar las diferencias entre las características mecánicas de las fibras y los tejidos, la Figura A.63 muestra los valores, según fabricante, de resistencia última de la fibra y resistencia última del tejido (en caso de ser proporcionados). Asimismo, se incluyen los promedios de los valores de resistencia última obtenidos experimentalmente. Exceptuando el caso del tejido de fibras de *PBO* (P), donde los valores de resistencia última a tracción de la fibra y del tejido especificados por el fabricante coinciden, la tendencia general es que las empresas que elaboran los productos proporcionen un valor de resistencia última a tracción superior para las fibras. Este hecho está en concordancia con el efecto malla que sufren los tejidos, *i.e.* la dificultad existente que todas las fibras desarrollen la misma tensión y deformación durante el proceso de carga.

Analizando los refuerzos de acero, el fabricante conviene en ofrecer los mismos valores de resistencia última de los alambres de ambos productos, *i.e.* el material de los alambres que conforman los cordones es exactamente el mismo. De forma análoga, la resistencia última de los tejidos proporcionada por el fabricante también coincide entre los tejidos de diferente densidad de masa lineal estudiados. Este hecho



entra en contradicción con los resultados experimentales obtenidos, donde los tejidos con mayor densidad de cordones fueron capaces de desarrollar una mayor capacidad de carga.

En todos los casos, la resistencia última a tracción experimental del tejido es inferior a las proporcionadas por el fabricante, siendo este hecho más relevante en los refuerzos de fibra de carbono (C), *PBO* (P) y basalto (B).

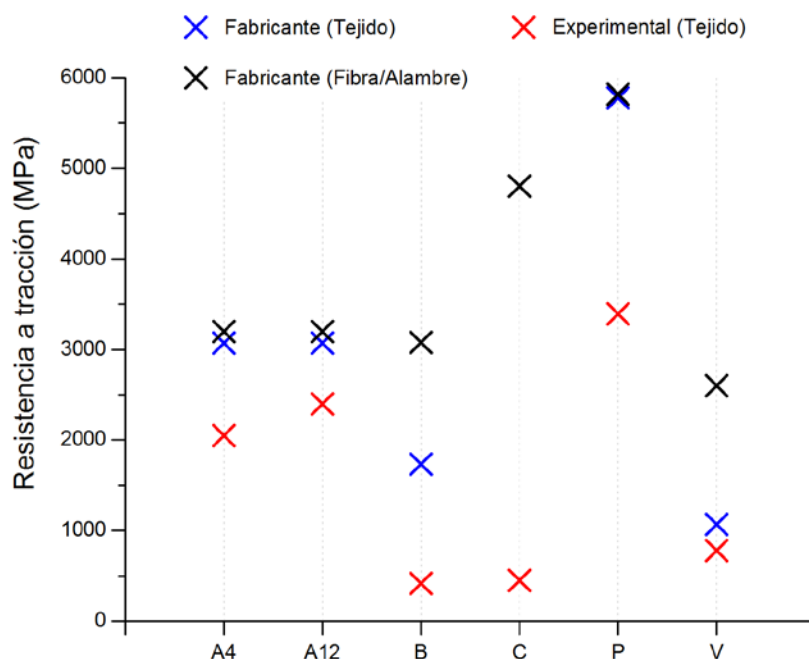


Figura A.63 Resistencia última a tracción: comparativa entre fibras y tejidos.

Los siguientes gráficos (Figura A.64 - A.69) muestran la relación tensión-deformación de los diferentes tejidos.

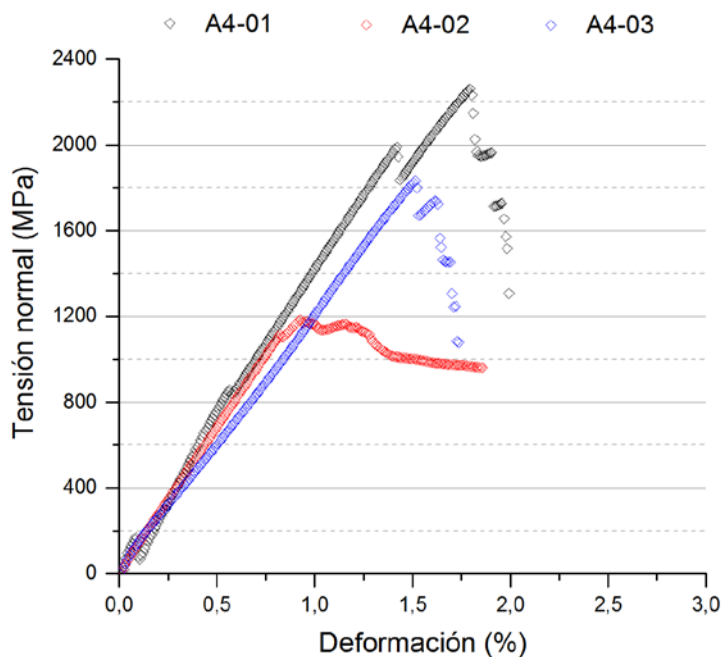


Figura A.64 Relación tensión-deformación de los tejidos Fidsteel 3x2-B 4-12-500 Hardwire ensayados.

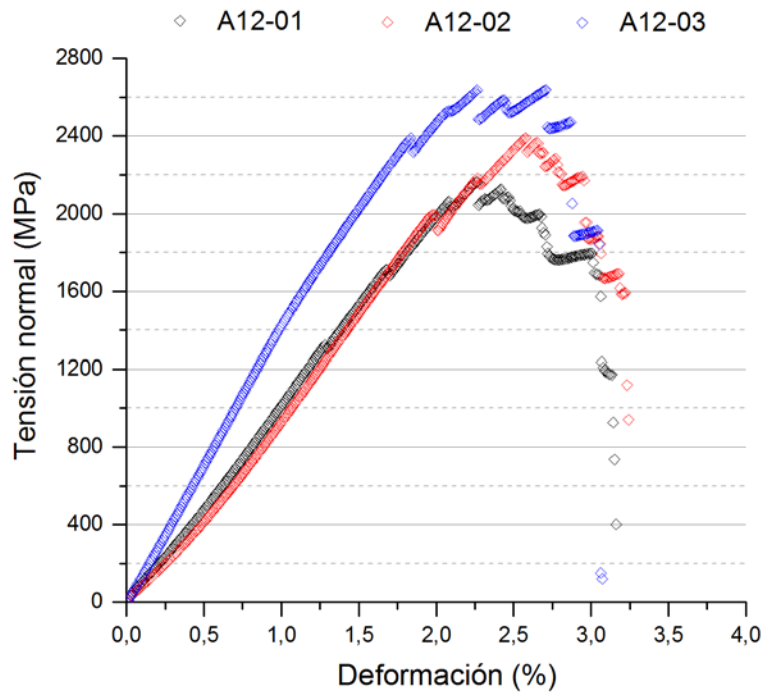


Figura A.65 Relación tensión-deformación de los tejidos Fidsteel 3x2-B 12-12-500 Hardwire ensayados.

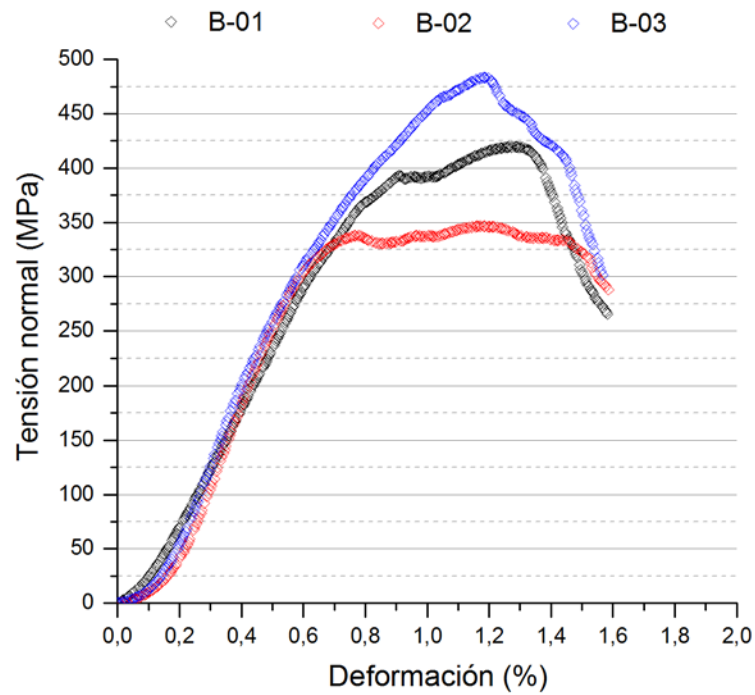


Figura A.66 Relación tensión-deformación de los tejidos Fidbasalt Grid 300 C95 ensayados.

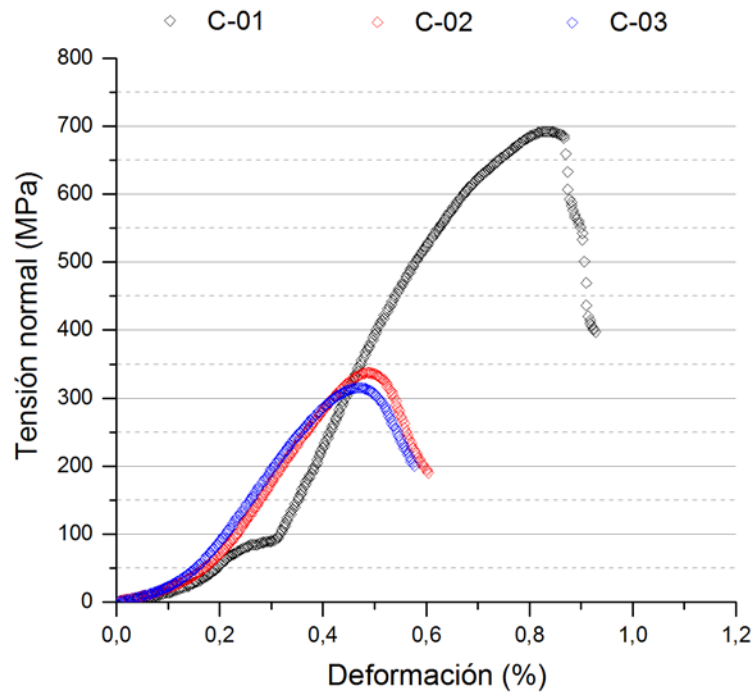


Figura A.67 Relación tensión-deformación de los tejidos X Mesh C10 ensayados.

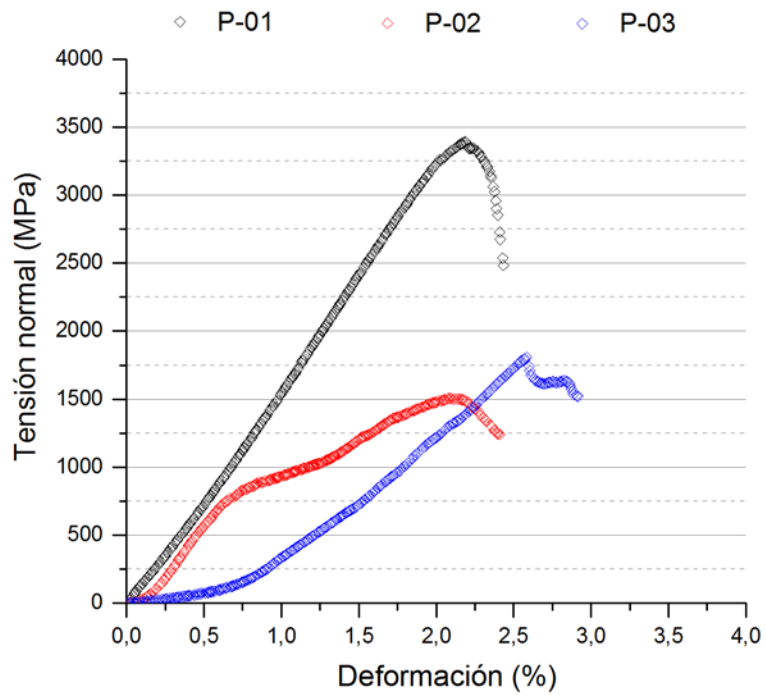


Figura A.68 Relación tensión-deformación de los tejidos X Mesh Gold ensayados.

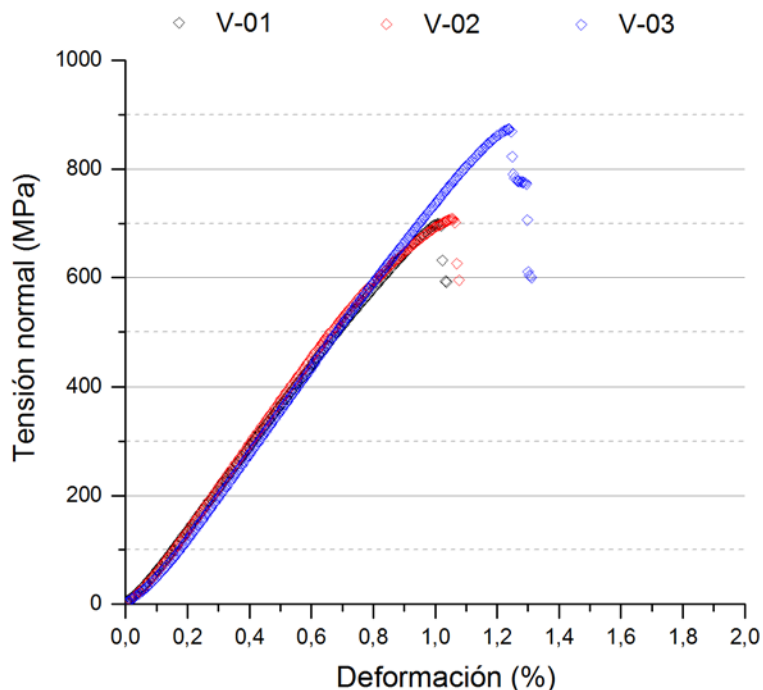


Figura A.69 Relación tensión-deformación de los tejidos Mapegrid G220 ensayados.

Dejando de lado los ensayos que sufrieron algún comportamiento no deseado, analizando los gráficos de tensión normal-deformación se puede observar que los tejidos de fibras de vidrio (Figura A.69), alambres de acero (Figura A.64 y Figura A.65) y fibras de *PBO* (Figura A.68) son los que ofrecieron una mayor linealidad en el comportamiento resistente hasta rotura. En cuanto los tejidos de fibras de basalto (Figura A.66), se puede observar una pérdida de linealidad cerca de la zona de agotamiento de su capacidad resistente. Este comportamiento se repitió en el caso de los tejidos de fibras de carbono, desarrollando también un comportamiento no lineal en el inicio del proceso de carga.

## A.6. Ensayos de caracterización del *TRM*

A diferencia del *FRP*, el *TRM* presenta un elevado comportamiento no lineal debido a que su matriz inorgánica es significativamente más frágil que las fibras. En elementos delgados (~10mm), el tejido actúa como refuerzo, dotando al conjunto de carácter resistente.

A continuación se detallan los ensayos de caracterización del *TRM*, incluyendo una descripción de las combinaciones estudiadas, un resumen de los pasos seguidos para la elaboración de las probetas y una explicación del método de ensayo utilizado para la determinación de las sus características mecánicas. Finalmente se presentan los resultados de cada uno de los especímenes ensayados.

### A.6.1. Descripción de las combinaciones de TRM

Las combinaciones de TRM utilizadas se pueden separar en dos tipologías definidas: combinaciones comerciales, donde el tejido y la matriz están diseñados para trabajar conjuntamente por el mismo fabricante, y las combinaciones no comerciales, donde el tejido y la matriz son componentes independientes suministrados por diferentes compañías. En relación a las combinaciones comerciales, cabe destacar que en ninguno de los casos estudiados los fabricantes proporcionan datos del comportamiento mecánico del material TRM como conjunto, restringiendo la información suministrada a las propiedades de los diferentes componentes por separado, *i.e.* las matrices y las fibras/tejidos.

En la Tabla A.24 se muestra un resumen de los tejidos y matrices utilizados en los diferentes tipos de TRM estudiados.

<i>Designación TRM</i>	<i>Tejido</i>	<i>Matriz</i>	<i>Combinación Matriz-Tejido<sup>(*)</sup></i>
A4R3	Fidsteel 3x2-B 4-12-500 Hardwire	Bikain R3	NC
A12R3	Fidsteel 3x2-B 12-12-500 Hardwire	Bikain R3	NC
BR3	Fidbasalt Grid 300 C95	Bikain R3	NC
CXM25	X Mesh C10	X Mesh M25	C
PXM750	X Mesh Gold	X Mesh M750	C
VPHDM	Mapegrid G220	Planitop HDM Maxi	C

<sup>(\*)</sup> C=refuerzo TRM comercial; NC=refuerzo TRM no comercial.

Tabla A.24 Tipos y combinaciones de TRM estudiados.

### A.6.2. Preparación de las probetas de TRM

En materia del TRM, los fabricantes no proporcionan en ningún caso las propiedades mecánicas de este material compuesto, hecho que dificulta su introducción en el mercado como alternativa para el diseño de refuerzo de estructuras existentes.

En el presente trabajo se realizó una campaña de caracterización que ofreciera datos experimentales sobre las características mecánicas de las diferentes combinaciones de tejidos y matrices utilizados, y pusiera de manifiesto la viabilidad de realizar ensayos sencillos en especímenes de TRM en caso de requerir de estos datos para el diseño estructural.

Basándose en las prescripciones de la directriz AC434 [95], la guía de diseño ACI 549.4R-13 [81] y los trabajos realizados por Larrinaga [57] y Arboleda [96], se diseñó una campaña experimental basada en ensayos de tracción directa hasta rotura de los especímenes con el objetivo de obtener las propiedades mecánicas según la curva tensión-deformación ideal de un espécimen de TRM.

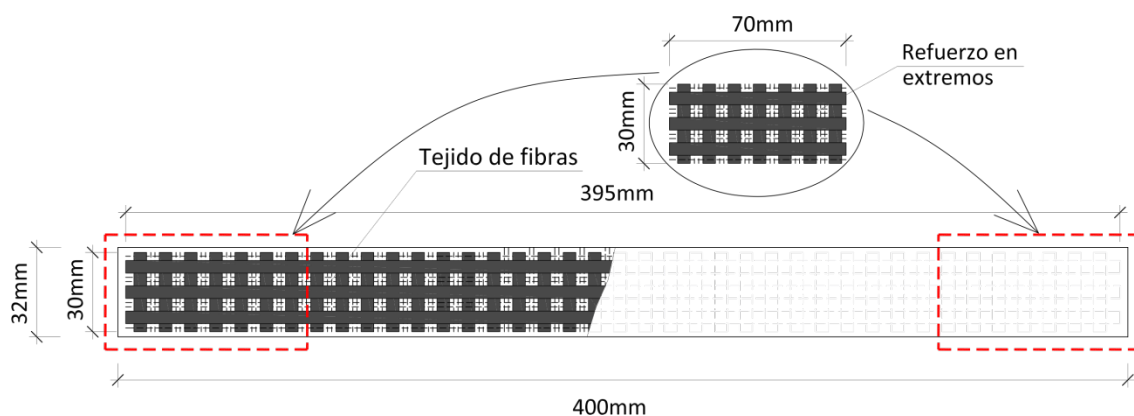
Las propiedades mecánicas obtenidas de los especímenes de TRM se describen a continuación:

- Tensión y deformación en el punto de transición en el momento de la aparición de la primera fisura ( $f_{ft}$  y  $\varepsilon_{ft}$ , respectivamente).
- Resistencia última a tracción ( $f_{fu}$ ).

- Deformación última ( $\epsilon_{fu}$ ).
- Módulo de elasticidad longitudinal del espécimen sin fisurar ( $E_f^*$ ).
- Módulo de elasticidad longitudinal del espécimen fisurado ( $E_f$ ).

En cuanto a la morfología de las probetas, no existe ninguna normalización en cuanto a forma o dimensiones de las mismas, a pesar de que este factor tiene una influencia relevante en los resultados de los ensayos.

En el presente estudio se ejecutaron doce probetas rectangulares de 400mm de longitud con una sección transversal 32x6mm<sup>2</sup>. Se utilizaron todos los tejidos sometidos a estudio, con dos repeticiones para cada tipo y en cada caso se reforzó la matriz con una sola malla de tejido de dimensiones 395x30mm<sup>2</sup>. Para estudiar el proceso de fisuración, en algunos casos se añadió en ambos extremos de las probetas una capa adicional de refuerzo de dimensiones 70x30mm<sup>2</sup> (Figura A.70).



**Figura A.70 Morfología espécimen de TRM ensayado.**

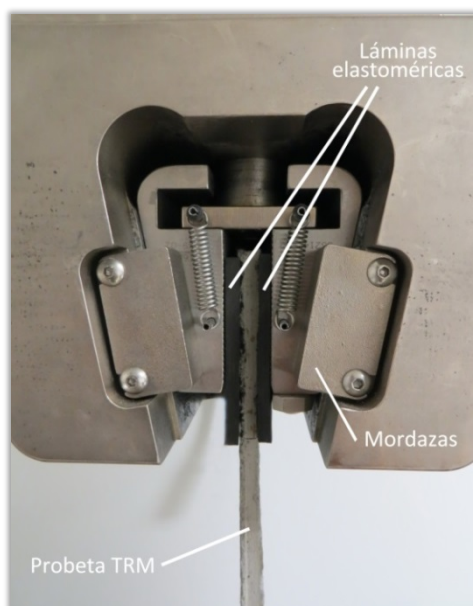
La sección transversal de los especímenes vino condicionada por las dimensiones de la mordaza y el espesor máximo recomendado en refuerzos TRM. Todas las muestras fueron preparadas en un encofrado de madera diseñado específicamente para este propósito.

Referente al sistema de fijación de los especímenes, investigaciones realizadas concluyeron que la resistencia última del TRM a tracción se ve influenciada por el tipo de sujeción utilizada en los ensayos [113]. En particular, se observó que las muestras fijadas a la máquina de ensayos con mordazas de apriete mecánico o neumático obtenían una resistencia última superior a otros sistemas que no comprimen los extremos de los especímenes y transmiten las cargas por tensiones tangenciales, *e.g.* sujeción tipo grillete o abrazadera.

En el estudio comparativo desarrollado por Arboleda [96] se ensayaron tres especímenes reforzados con tejidos de fibras de PBO fijados de diferente manera: dos de ellos con mordazas (Type A y Type B) y el otro con grilletes (Type C). Se concluyó que los tres ensayos presentaron comportamientos similares antes de la aparición de la primera fisura. A partir de este punto, las probetas sujetadas con mordazas desarrollaron una curva de tensión-deformación con un módulo de elasticidad lineal  $E_f$  superior que en el

caso de la fijada con grilletes. Como consecuencia, las resistencias últimas a tracción de los especímenes en los que usaron mordazas fueron significativamente superiores. Este hecho es debido a que la compresión ejercida por las mordazas sobre el *TRM* actúa como anclaje del tejido, mientras que en el caso de la fijación con grilletes, la transferencia de tensiones se realiza por esfuerzo rasante entre las pletinas dispuestas a ambos lados del espécimen.

Existe la controversia sobre cuál de las dos fijaciones proporciona el comportamiento mecánico del *TRM* más representativo. En lo que respecta al autor del presente trabajo, la caracterización de los materiales se basa en determinar las propiedades mecánicas de estos cuando trabajan a su máximo rendimiento, independientemente de su uso o aplicación a posteriori, *i.e.* instalación anclajes en el tejido para lograr su rendimiento óptimo. De esta forma, se optó por utilizar mordazas de apriete mecánico, instalando en los extremos del espécimen dos láminas elastoméricas de  $60 \times 40 \times 3 \text{ mm}^3$  en ambos lados de la probeta con el objetivo de no dañar el mortero en la zona de sujeción (Figura A.71).



**Figura A.71** Sistema de sujeción de las probetas de *TRM* ensayadas.

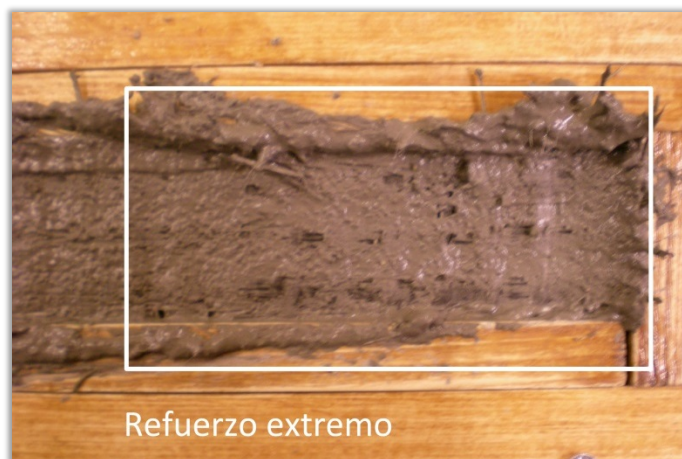
El proceso de preparación de los especímenes consistió de las siguientes etapas:

- Corte del tejido y de las láminas elastoméricas según las dimensiones especificadas.
- Preparación de los morteros correspondientes según especificaciones de los diferentes fabricantes.
- Impregnación del encofrado con líquido desencofrante (Figura A.72a) previo a la aplicación de la primera capa de mortero de ~3mm de espesor.
- Presentación del tejido e imbibición en el mortero mediante presión mecánica (Figura A.72b). En el caso de reforzar utilizando tejidos unidireccionales, las fibras principales se dispusieron paralelas a la directriz longitudinal de la viga. De la misma forma, las fibras de los tejidos bidireccionales se orientaron con los ejes que formaban  $0^\circ$  y  $90^\circ$  respecto la misma directriz.



**Figura A.72 Preparación de las probetas de TRM: a) impregnación del encofrado con líquido desencofrante, b) tejido embebido en la primera capa de mortero.**

- En el caso de instalación de refuerzo en el extremo de la probeta, aplicación de capa de mortero intermedia de 1mm de espesor e imbibición de la malla adicional (Figura A.73).



**Figura A.73 Refuerzo extremo embebido en el mortero.**

- Relleno del molde con mortero y enrasado de la cota superior, eliminando los restos de material sobrante.
- Curado al aire de los especímenes en condiciones internas durante al menos 28 días (Figura A.74).



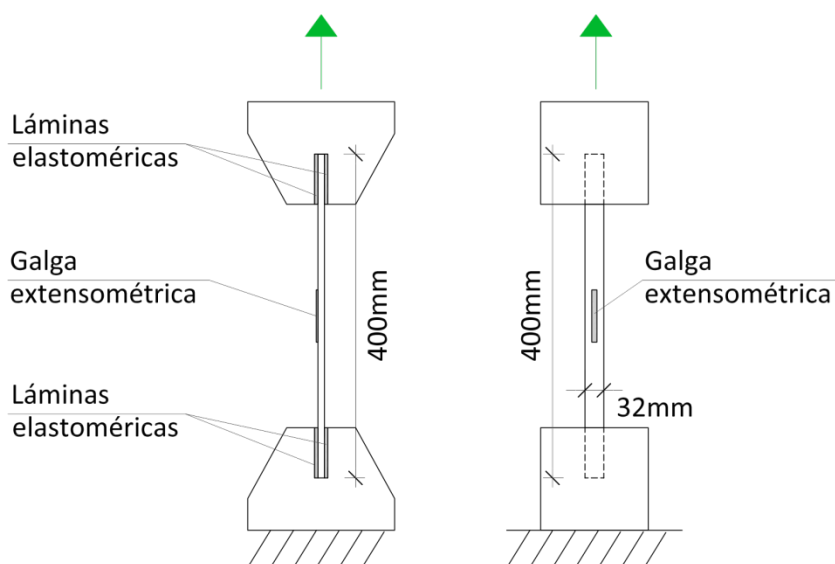


**Figura A.74** Probeta de *TRM* en fase de curado.

- Previamente a la ejecución de los ensayos, pegado de las láminas elastoméricas en los extremos de las probetas.

### **A.6.3. Procedimiento de ensayo para la determinación la curva tensión-deformación en probetas de *TRM***

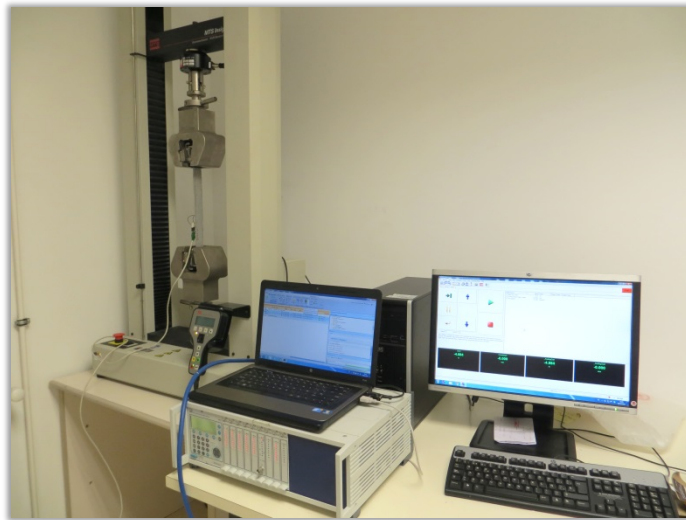
El ensayo para la determinación de la curva tensión-deformación de probetas de *TRM* consistió en la aplicación tracción directa hasta la rotura de los especímenes. Con el objetivo de obtener las deformaciones, se instaló en el centro de los especímenes una galga extensométrica VISHAY con una resistencia de  $350\Omega \pm 0,20\%$  (Figura A.75). El procedimiento de instalación de este tipo de sensores en superficies de mortero se detalla posteriormente en el apartado B.4.2.1 del Anexo B.



**Figura A.75** Configuración del ensayo a tracción en probetas de *TRM*.

Según la directriz AC434 [95], en caso de utilizar fijaciones con grilletes, el ensayo debe ser realizado por control de desplazamiento a una velocidad recomendada de 0,2mm/min. De acuerdo con investigaciones donde se realizaron ensayos de caracterización de probetas de *TRM* fijadas con mordazas

[57,96], la aplicación de la carga fue ejecutada mediante control por desplazamiento a una velocidad de 0,5mm/min con una prensa de ensayos electromecánica de 10kN de capacidad de carga (Figura A.76).



**Figura A.76 Montaje del ensayo a tracción de probetas de TRM.**

El procedimiento de ensayo se describe a continuación:

- Adhesión de las láminas elastoméricas a los extremos de la probeta de TRM.
- Sujeción de la probeta en la prensa procurando no dañar los especímenes durante el proceso de fijación mecánica con las mordazas (Figura A.77).



**Figura A.77 Posición inicial del ensayo a tracción de probetas de TRM.**

- Inicio de la adquisición de datos y aplicación de carga mediante control por desplazamiento a una velocidad de 0,5mm/min. Se midió previamente el ancho de las probetas y las variables

registradas en el ensayo fueron la fuerza aplicada por la prensa electromecánica y las deformaciones proporcionadas por la galga extensométrica. Toda la información fue compilada mediante el adquisidor de datos MGC-Plus a frecuencia de 5Hz.

- El ensayo se dio por concluido cuando los especímenes sufrieron un fallo por rotura del tejido resistente.

#### A.6.4. Resultados experimentales de los ensayos en tejidos

Los resultados de los ensayos realizados en probetas de *TRM* se obtuvieron según las siguientes consideraciones:

- La tensión en el punto de transición ( $f_{ft}$ ) se obtuvo suponiendo una distribución uniforme de tensiones en el tejido resistente en el momento de la aparición de la primera fisura en la matriz, de la siguiente manera (Ec. A.8):

$$f_{ft} = \frac{F_{ft}}{d_t t_{tex}} \quad \text{A.8}$$

Donde  $F_{ft}$  es la fuerza aplicada en el momento de la aparición de la primera fisura,  $d_t$  es el ancho medio de la probeta de *TRM* y  $t_{tex}$  es el espesor equivalente del tejido resistente.

- El módulo de elasticidad longitudinal del espécimen sin fisurar ( $E_f^*$ ) se obtuvo calculando la pendiente que forma la curva de tensión-deformación en el tramo previo a la fisuración de la matriz.
- La deformación en el punto de transición ( $\varepsilon_{ft}$ ) se obtuvo registrando la deformación correspondiente a la tensión en el punto de transición ( $f_{ft}$ ).
- La resistencia última a tracción del *TRM* ( $f_{fu}$ ) se obtuvo suponiendo una distribución uniforme de tensiones en el tejido resistente en el momento de carga máxima, de la siguiente manera (Ec. A.9):

$$f_{fu} = \frac{F_{max}}{d_t t_{tex}} \quad \text{A.9}$$

Donde  $F_{max}$  es la fuerza máxima aplicada,  $d_t$  es el ancho medio de la probeta de *TRM* y  $t_{tex}$  es el espesor equivalente del tejido resistente.

- El módulo de elasticidad longitudinal del espécimen fisurado ( $E_f$ ) se obtuvo calculando la pendiente que forma la curva de tensión-deformación según ACI 549.4R-13 [81] (Ec. A.10):

$$E_f = \frac{0,90f_{fu} - 0,60f_{fu}}{\varepsilon_{f@0,90f_{fu}} - \varepsilon_{f@0,60f_{fu}}} \quad \text{A.10}$$

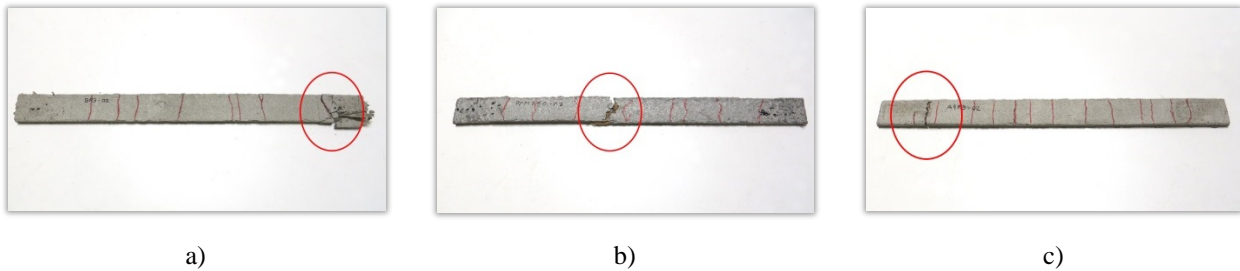
Donde  $f_{fu}$  es la resistencia última a tracción del *TRM* y  $\varepsilon_{f@0,90ffu}$  y  $\varepsilon_{f@0,60ffu}$  son las deformaciones correspondientes al 90% y 60% de la resistencia última a tracción del *TRM*, respectivamente.

- La deformación última del *TRM* ( $\varepsilon_{fu}$ ) se obtuvo según ACI 549.4R-13 [81], de la siguiente manera (Ec. A.11):

$$\varepsilon_{fu} = \frac{f_{fu} - 0,60f_{fu} - E_f \varepsilon_{f@0,60ffu}}{E_f} \quad \text{A.11}$$

Donde  $f_{fu}$  es la resistencia última a tracción del *TRM*,  $E_f$  es el módulo de elasticidad longitudinal del espécimen fisurado y  $\varepsilon_{f@0,60ffu}$  es la deformación correspondiente al 60% de la resistencia última a tracción del *TRM*.

- Se visualizaron y registraron tres modos de fallo en los especímenes ensayados: rotura en el interior de la mordaza (Figura A.78a), rotura en la zona central de la probeta (Figura A.78b) y fallo en la junta del refuerzo adicional extremo en aquellas probetas que lo incorporaban (Figura A.78c).



**Figura A.78 Modos de fallo obtenidos en los ensayos de probetas de *TRM*: a) rotura en el interior de la mordaza, b) rotura en la zona central de la probeta, c) fallo en la junta del refuerzo adicional extremo.**

- La densidad de fisuras ( $\rho_{fis}$ ) determina el número de fisuras aparecidas después del ensayo respecto la longitud de la probeta (0,4m).

En la Tabla A.25 se muestra los resultados de los ensayos realizados, incluyendo el código del espécimen, el ancho medio de la probeta de *TRM* ( $d_f$ ) y los valores de tensión en el punto de transición ( $f_{ft}$ ), módulo de elasticidad longitudinal del espécimen sin fisurar ( $E_f^*$ ), deformación en el punto de transición ( $\varepsilon_{ft}$ ), resistencia última a tracción ( $f_{fu}$ ), módulo de elasticidad longitudinal del espécimen fisurado ( $E_f$ ) y deformación última ( $\varepsilon_{fu}$ ) correspondientes. Además se especifica si las probetas estaban reforzadas en los extremos y se incluye el modo de fallo desarrollado y el valor de la densidad de fisuras obtenido ( $\rho_{fis}$ ).

<i>Espécimen</i>	$d_f$ (mm)	$f_{ft}$ (MPa)	$E_f^*$ (GPa)	$\varepsilon_{ft}$ (%)	$f_{fu}$ (MPa)	$E_f$ (GPa)	$\varepsilon_{fu}$ (%)	<i>Refuerzo extremo</i>	<i>Modo de fallo</i> <sup>†</sup>	$\rho_{fis}$ (fisuras/m)
A4R3-01	32,91	89,76	120,99	0,08	429,29	39,26	0,79	SI	C	35,0
A4R3-02	32,91	74,96	97,40	0,07	570,30	27,80	1,43	SI	C	35,0
A12R3-01 <sup>(*)</sup>	32,78	22,04	231,44	0,01	547,56	87,47	0,71	NO	A	-
A12R3-02 <sup>(*)</sup>	32,71	34,34	192,16	0,01	320,26	85,64	0,35	NO	A	-
BR3-01	33,17	67,53	230,35	0,03	574,85	41,01	1,14	NO	A	35,0
BR3-02	32,67	118,70	182,20	0,06	462,00	32,54	0,97	NO	A	22,5
CXM25-01	32,09	134,59	129,07	0,09	626,22	50,10	0,95	SI	C	25,0
CXM25-02	32,42	148,44	153,41	0,09	743,91	46,49	1,17	SI	C	22,5
PXM750-01	32,70	353,76	142,42	0,23	1953,76	53,45	2,91	SI	C	27,5
PXM750-02	31,51	440,79	118,01	0,35	2193,67	59,71	3,16	SI	B	22,5
VPHDM-01	32,78	190,12	153,88	0,12	444,68	35,59	0,74	NO	B	25,0
VPHDM-02	31,97	170,42	117,78	0,12	376,95	40,85	0,57	NO	A	22,5

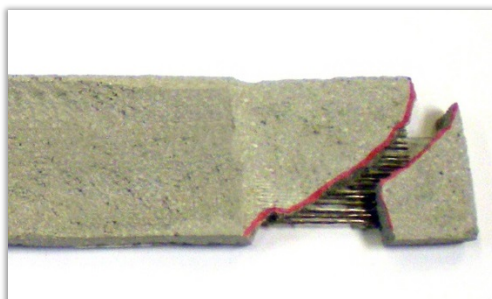
<sup>†</sup>A: Interior de la mordaza, B: Zona central del espécimen, C: Junta zona reforzada.

<sup>\*</sup> El espécimen no desarrolló el proceso de fisuración múltiple.

**Tabla A.25 Resultados de los ensayos en probetas de TRM.**

De acuerdo con los datos obtenidos, se puede afirmar que hay una clara influencia en el hecho de instalar tejido adicional en el extremo de las probetas respecto el modo de fallo de los especímenes. La mayoría de probetas que no se ejecutaron con refuerzo extremo fallaron en el ámbito de la mordaza, mientras las que sí fueron ejecutadas con este tejido adicional fallaron por la zona central o la junta del mismo.

Por otro lado, es importante destacar que los especímenes reforzados con tejidos de acero con alta densidad de cordones (A12R3) no tuvieron el comportamiento deseado, ya que no desarrollaron el proceso de fisuración múltiple de la matriz, descrito por Hegger *et al.* [46] y observado en el resto de los ensayos realizados. En concreto, estos especímenes rompieron en la zona interior de la mordaza sin que la matriz fuera capaz de transmitir los esfuerzos al tejido de manera adecuada (Figura A.79). Este hecho se debe a la elevada densidad de material existente en el tejido que impidió que la matriz penetrara e impregnara correctamente todos los alambres del tejido.



**Figura A.79 Rotura de los especímenes A12R3.**

La Tabla A.26 muestra un resumen de los valores promedio de las características mecánicas de las combinaciones de *TRM* ensayadas, incluyendo además el coeficiente de eficiencia  $k_1$  definido en la Ec. 3.3, de acuerdo con los datos obtenidos en el apartado de caracterización de tejidos.

<i>TRM</i>	$f_{ft}$ (MPa)	$E_f^*$ (GPa)	$\epsilon_{ft}$ (%)	$f_{fu}$ (MPa)	$E_f$ (GPa)	$\epsilon_{fu}$ (%)	$k_1$
A4R3	82,36	109,20	0,07	499,79	33,53	1,11	0,24
A12R3	28,19	211,80	0,01	433,91	86,55	0,53	0,18
BR3	93,12	206,28	0,05	518,42	36,77	1,06	1,24
CXM25	141,52	141,24	0,09	685,06	48,30	1,06	1,53
PXM750	397,28	130,21	0,29	2073,71	56,58	3,04	0,61
VPHDM	180,27	135,83	0,12	410,82	38,22	0,66	0,53

**Tabla A.26 Promedio de los resultados obtenidos de los ensayos en *TRM*.**

Con el propósito de comparar los resultados experimentales obtenidos, se realizó una búsqueda bibliográfica en investigaciones de caracterización de materiales compuestos con matrices cementílicas. La Tabla A.27 muestra un resumen de los resultados obtenidos por Larrinaga [57] y Arboleda [96] en ensayos en los que se utilizaron combinaciones de tejido y mortero equivalentes a algunas de las utilizadas en el presente trabajo.

<i>TRM</i>	$f_{ft}$ (MPa)	$E_f^*$ (GPa)	$\epsilon_{ft}$ (%)	$f_{fu}$ (MPa)	$E_f$ (GPa)	$\epsilon_{fu}$ (%)	$k_1$
A4R3 <sup>(1)</sup>	-	-	0,06	2959,00	-	2,76	0,93
BR3 <sup>(1)</sup>	-	-	0,03	921,00	48,00	1,36	1,82
CXM25 <sup>(2)</sup>	458,00	512,00	0,10	1031,00	80,00	1,00	-
PXM750 <sup>(2)</sup>	375,00	1805,00	0,02	1664,00	128,00	1,76	-

<sup>(1)</sup> Larrinaga [57]. Probetas  $d_f=100\text{mm}$  y fijación con mordazas.

<sup>(2)</sup> Arboleda [96]. Probetas  $d_f=50\text{mm}$  y fijación con grilletes.

**Tabla A.27 Resultados obtenidos en otras investigaciones en ensayos de probetas de *TRM*.**

Los siguientes gráficos (Figura A.80 – A.85) muestran los valores de las diferentes propiedades mecánicas de las probetas de *TRM* obtenidas en el estudio. Se incluyen los valores medios de los ensayos (en rojo) y los valores obtenidos en investigaciones similares de caracterización de *TRM* (en azul).

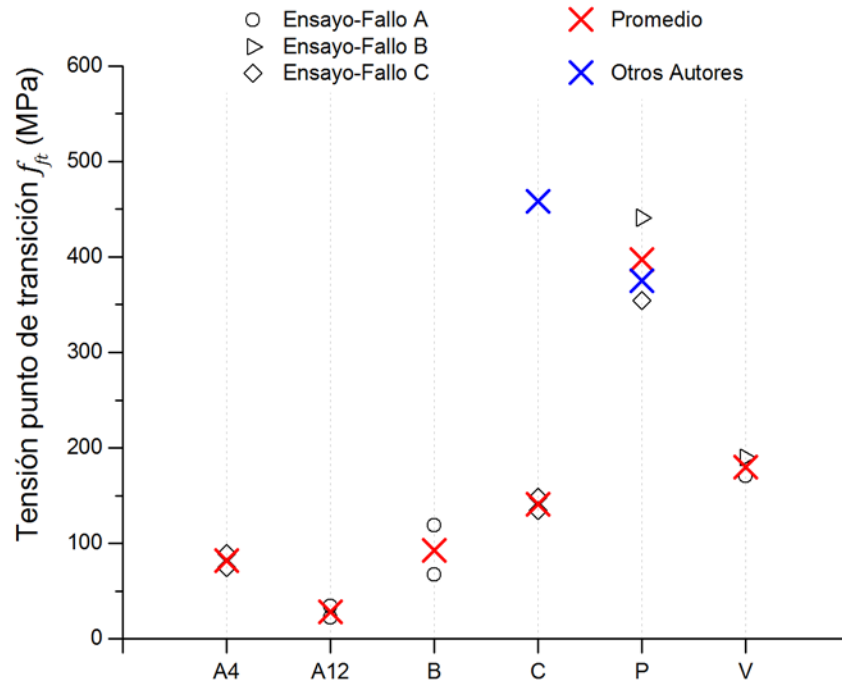


Figura A.80 Tensión en el punto de transición de las probetas de *TRM* ensayadas.

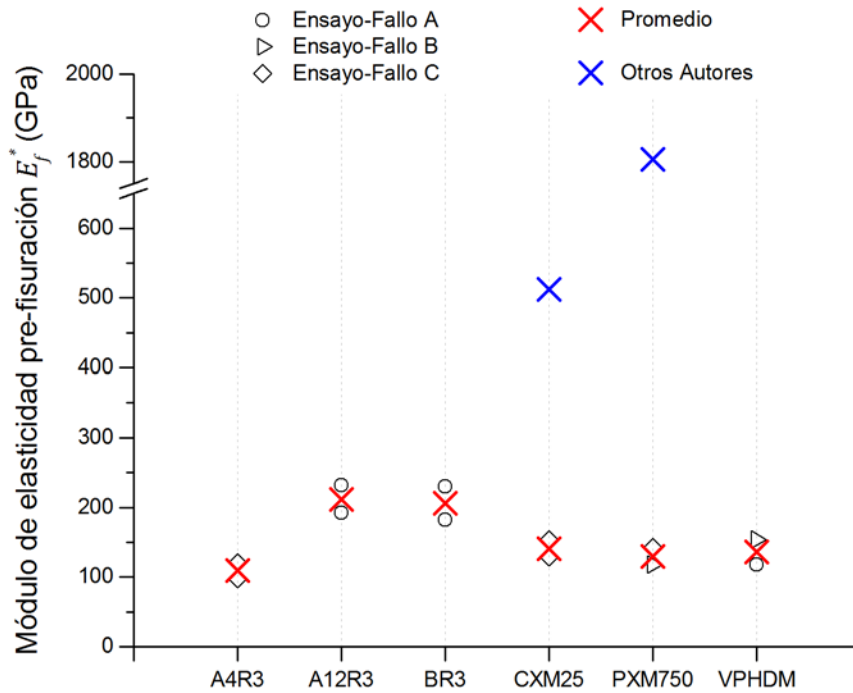


Figura A.81 Módulo de elasticidad longitudinal pre-fisuración de las probetas de *TRM* ensayadas.

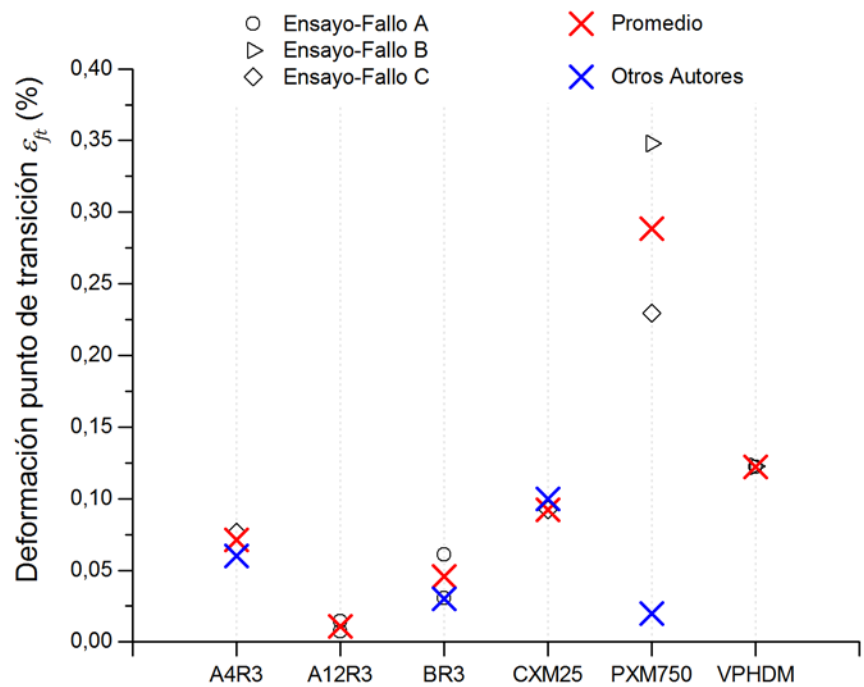


Figura A.82 Deformación en el punto de transición de las probetas de *TRM* ensayadas.

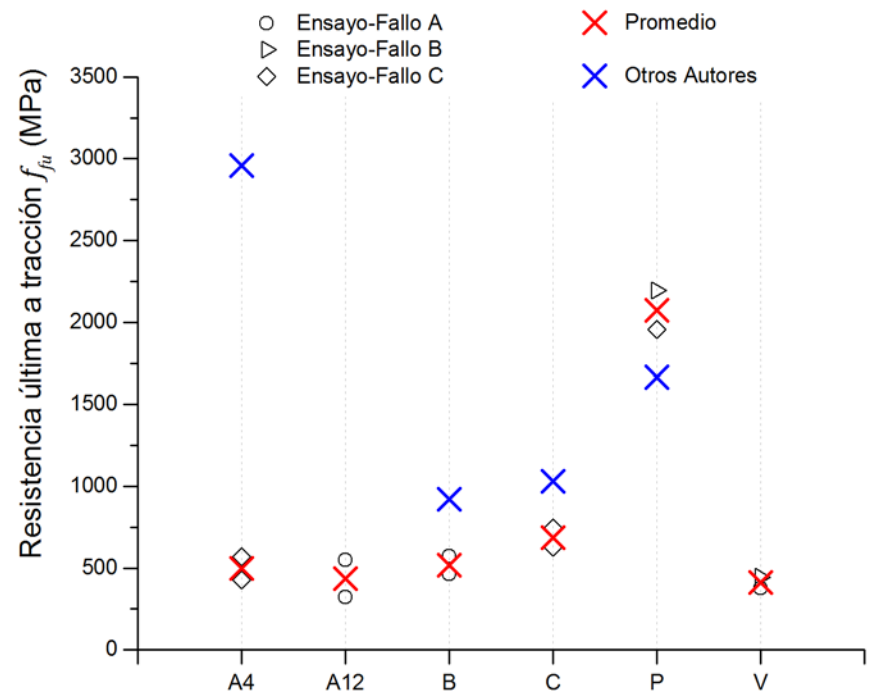


Figura A.83 Resistencia última a tracción de las probetas de *TRM* ensayadas.



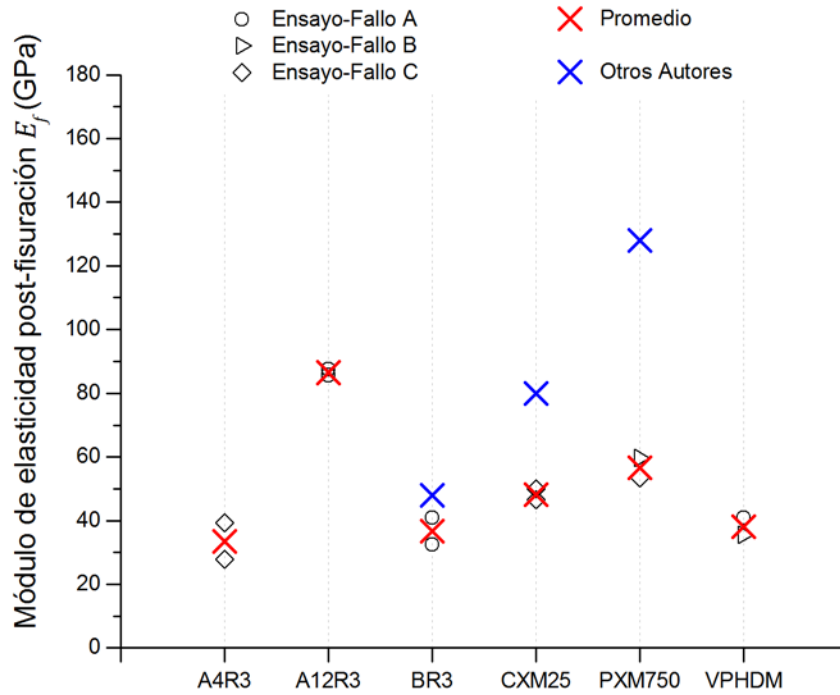


Figura A.84 Módulo de elasticidad longitudinal post-fisuración de las probetas de *TRM* ensayadas.

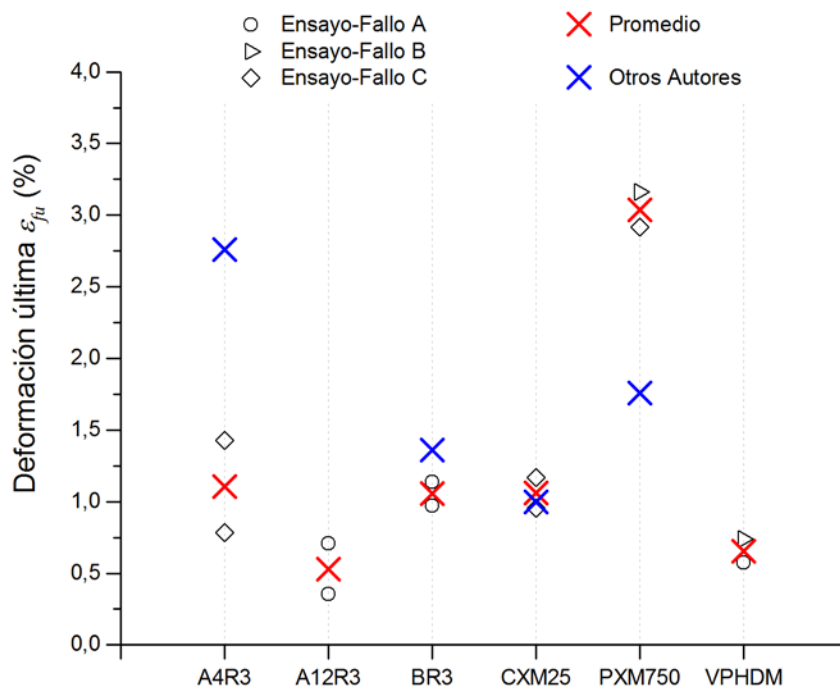


Figura A.85 Deformación última de las probetas de *TRM* ensayadas.

Observando los resultados se puede afirmar que, las probetas que desarrollaron una rotura en la zona central (modo de fallo C) obtuvieron unos valores superiores de resistencia última, deformación última y tensión y deformación en el punto de transición. Este hecho puede ser debido a que las tensiones producidas por las mordazas fueron menos influyentes que en el resto de casos.

Por otro lado, comparando los valores promedio obtenidos con los de otros autores, se puede afirmar con rotundidad que el modo de fijación las probetas y las dimensiones de los especímenes influyen directamente en el comportamiento mecánico del *TRM*.

Finalmente, los siguientes gráficos (Figura A.86 - A.91) muestran la relación tensión-deformación de los diferentes tejidos. En ellos se puede observar el proceso de fisuración múltiple descrito por Jesse *et al.* [41], especialmente en los especímenes con matriz R3 (Figura A.86 y Figura A.88), mortero que presenta una menor cantidad de aditivos poliméricos que el resto. En el caso de las probetas A12R3 (Figura A.87), se observa de forma definida la aparición de la fisura localizada en el interior de la mordaza que provocó el fallo de los especímenes. En el resto de casos, se puede percibir el cambio de pendiente en la curva tensión-deformación localizado en el punto de transición en el momento de la aparición de la primera fisura.

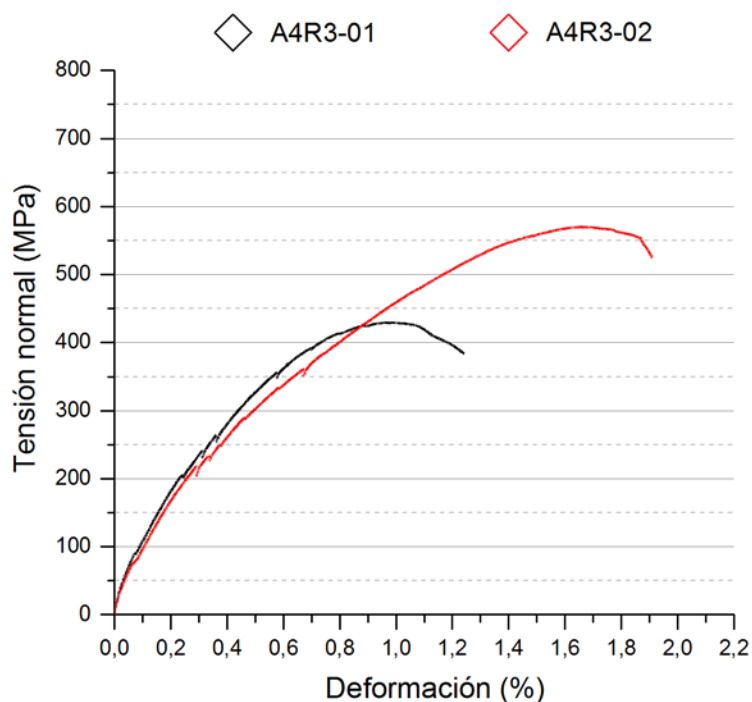


Figura A.86 Relación tensión-deformación de las probetas A4R3 ensayadas.

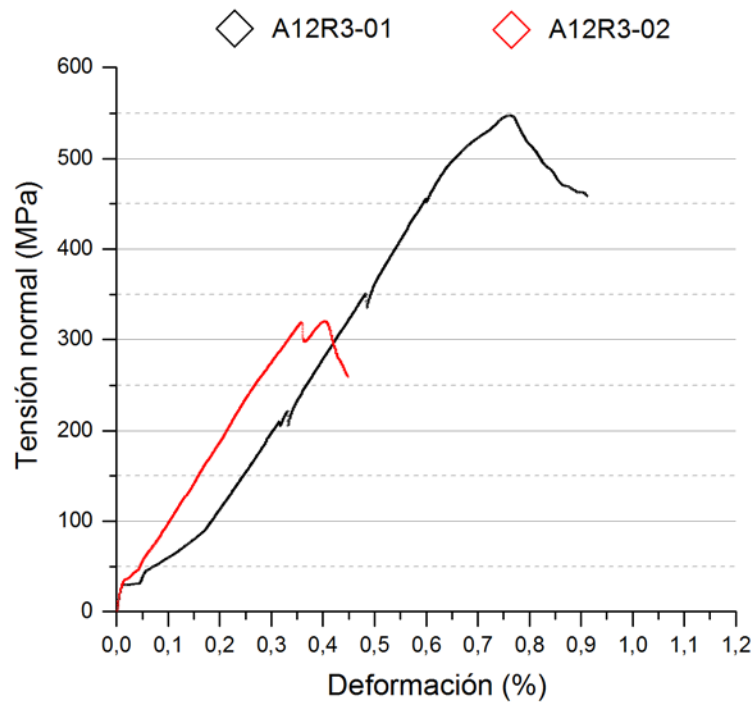


Figura A.87 Relación tensión-deformación de las probetas A12R3 ensayadas.

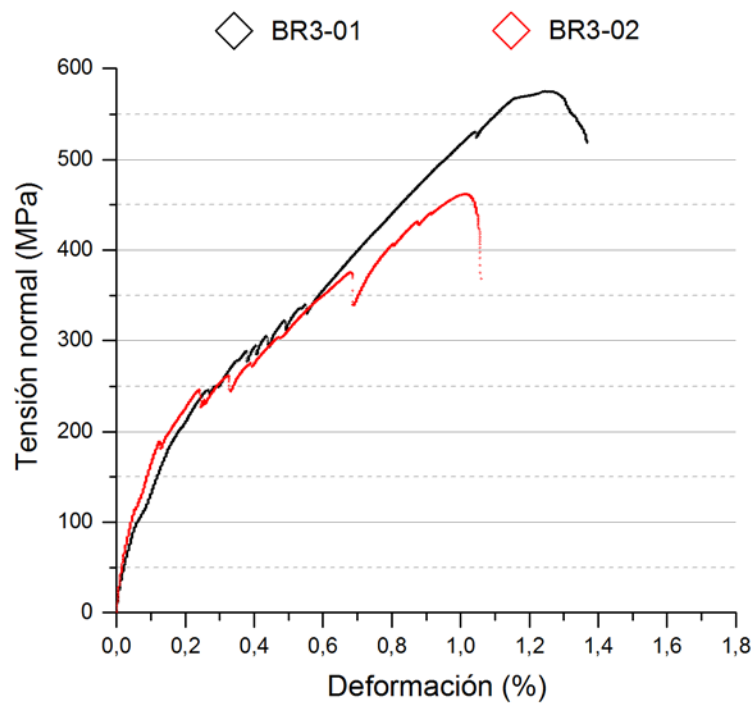


Figura A.88 Relación tensión-deformación de las probetas BR3 ensayadas.

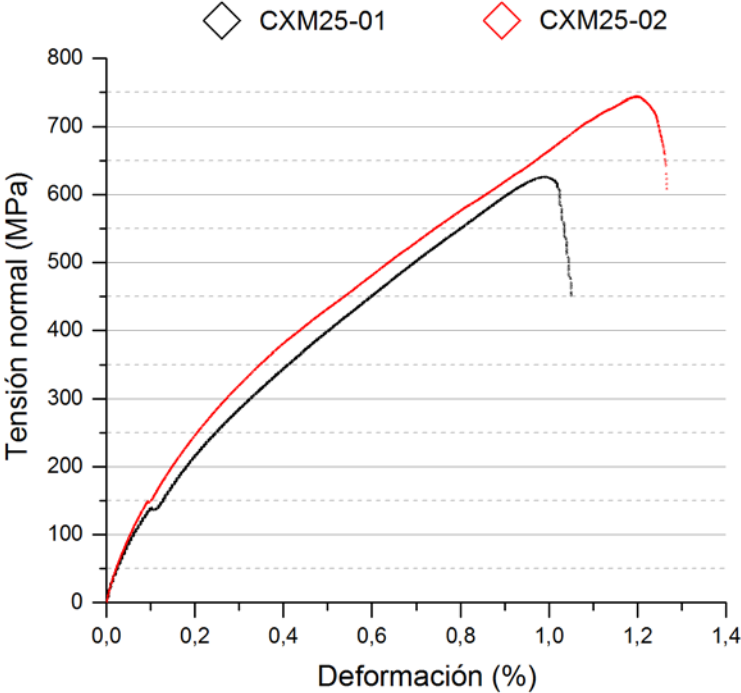


Figura A.89 Relación tensión-deformación de las probetas CXM25 ensayadas.

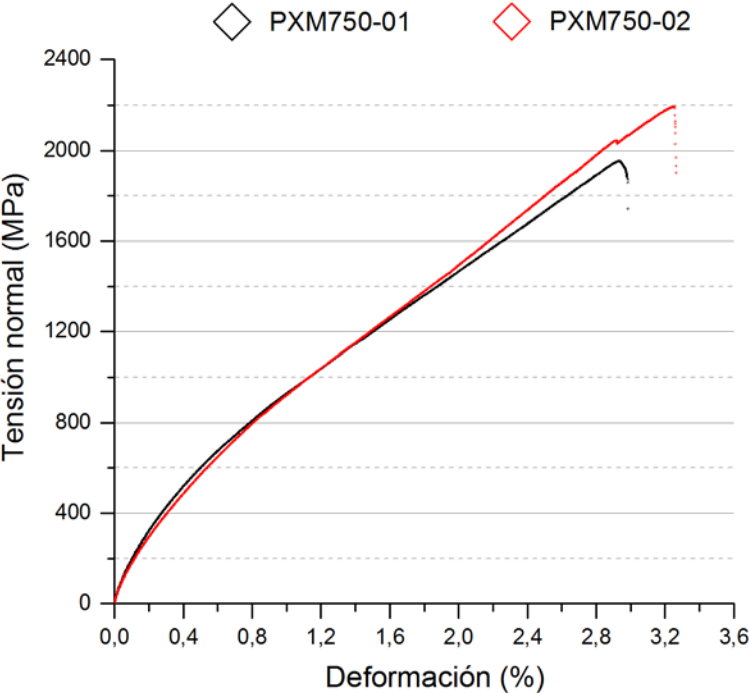


Figura A.90 Relación tensión-deformación de las probetas PXM750 ensayadas.

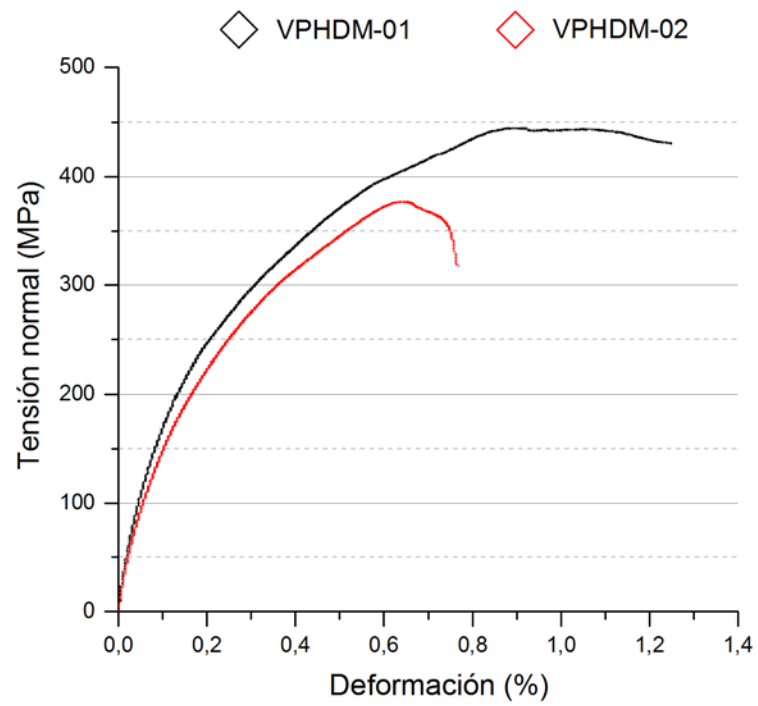


Figura A.91 Relación tensión-deformación de las probetas VPHDM ensayadas.



## **Anexo B. Datos experimentales de los estudios previos de viguetas prefabricadas reforzadas a flexión con *TRM***

### **B.1. Introducción**

Previamente a las campañas experimentales principales del trabajo de investigación desarrollado, *i.e.* el estudio de vigas de hormigón armado reforzadas a flexión con *TRM*, se llevó a cabo un estudio de aproximación a la investigación basado en ensayos de viguetas prefabricadas previamente reforzadas a flexión con *TRM*.

En este anexo se presentan los datos más relevantes de este estudio, incluyendo las propiedades mecánicas de las viguetas suministradas por los fabricantes, los procesos de preparación de los especímenes, los montajes y procedimientos de ensayo, los resultados obtenidos y unas breves conclusiones sobre la aplicabilidad de los diferentes refuerzos utilizados. El conjunto de esta información se encuentra resumida en el Capítulo 4 del cuerpo de la memoria.

Todos los ensayos tuvieron lugar en el laboratorio del LITEM-RMEE-UPC entre febrero y marzo del 2012.

### **B.2. Descripción de las viguetas**

Las viguetas de hormigón armado pretensado ensayadas presentaban una longitud de 1000mm con una sección transversal tipo T invertida (Figura B.1). Estas fueron suministradas por la empresa Prefabricats Lomar S.L. bajo la nomenclatura de vigueta semiresistente T-12.

Estas viguetas fueron ejecutadas con hormigón HP-43/P/12/IIA y disponían de una armadura activa consistente en una barra pretensada longitudinal Ø5mm dispuesta en la cara superior y dos barras pretensadas longitudinales Ø5mm dispuestas en la cara inferior. Los especímenes estudiados no presentaban armadura transversal y el acero de la armadura activa era del tipo Y 1860 C II (Figura B.2).

La Tabla B.1 resume las características mecánicas de los materiales con los que se ejecutaron las viguetas, según fabricante.



Figura B.1 Tipología de vigueta prefabricada de HA pretensada ensayada.

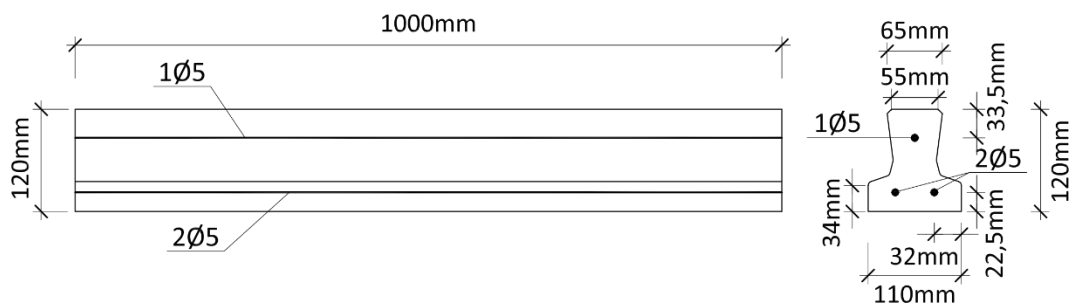


Figura B.2 Geometría y armado de las viguetas.

<i>Resistencia característica del hormigón a compresión</i>	<i>Resistencia característica del acero pretensado</i>	<i>Área de acero superior</i>	<i>Área de acero inferior</i>
<i><math>f_{ck}</math> (MPa)</i>	<i><math>f_{pk}</math> (MPa)</i>	<i><math>A_{s2}</math> (mm<sup>2</sup>)</i>	<i><math>A_s</math> (mm<sup>2</sup>)</i>
43	1664	19,63	39,26

Tabla B.1 Características mecánicas del hormigón y el armado de las viguetas ensayadas.

### B.3. Refuerzo de las viguetas

Con el objetivo verificar la viabilidad de aplicación que presentan las diferentes configuraciones de *TRM* estudiadas y elegir los tejidos más adecuados a utilizar para la realización de las campañas experimentales principales de la investigación, se estudiaron los comportamientos mecánicos de once viguetas prefabricadas de HA pretensadas sometidas a ensayo, diez de ellas reforzadas previamente a flexión con material compuesto de matriz cementítica. En los siguientes subapartados se describen los materiales empleados y la metodología de aplicación llevada a cabo.



### B.3.1. Materiales utilizados

Se reforzaron a flexión diez viguetas pretensadas mediante la utilización de cinco combinaciones diferentes de *TRM*, en las que se incluyeron tejidos de alambres de acero (alta y baja densidad de cordones) y tejidos de fibras de carbono, basalto, *PBO* y vidrio

Excepto en el caso de la viga no reforzada (CONTROL), todas las vigas siguieron la nomenclatura AB-C, donde A es el tipo de tejido aplicado, B es el tipo de mortero utilizado como matriz y C representa la repetición de ensayo para un mismo tipo de refuerzo. En la Tabla B.2 se muestra un resumen de las diferentes combinaciones de componentes utilizados como refuerzo. Las propiedades mecánicas de los sistemas de refuerzo *TRM*, así como las propias de los tejidos, fibras y morteros utilizados se pueden consultar en los apartados A.4, A.5 y A.6 del Anexo A.

<i>Espécimen</i>	<i>Tejido</i>	<i>Matriz</i>
A4R3-01	Acero (baja densidad de cordones)	R3
A4R3-02	Acero (baja densidad de cordones)	R3
A12R3-01	Acero (alta densidad de cordones)	R3
A12R3-02	Acero (alta densidad de cordones)	R3
CXM25-01	Carbono	XM25
CXM25-02	Carbono	XM25
PXM750-01	<i>PBO</i>	XM750
PXM750-02	<i>PBO</i>	XM750
VPHDM-01	Vidrio	PHDM
VPHDM-02	Vidrio	PHDM
CONTROL	-	-

Tabla B.2 Especímenes ensayados y combinaciones de *TRM* utilizadas como refuerzo a flexión en viguetas prefabricadas.

### B.3.2. Aplicación del refuerzo

Con tal de asegurar el colapso de la estructura, de acuerdo a la capacidad de carga de la prensa utilizada, se ensayaron las viguetas giradas 180° respecto su momento de inercia mayor, reforzándolas a flexión tal y como se indica en la Figura B.3.

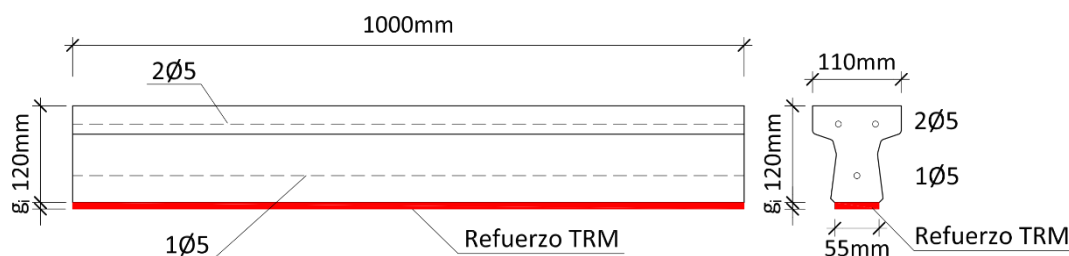


Figura B.3 Detalle de la configuración del refuerzo en las viguetas.

El proceso de preparación de los especímenes consistió de las siguientes etapas:

- Abrasión de la superficie del hormigón a reforzar mediante percutor mecánico (Figura B.4a). Este procedimiento se realizó con el objetivo de evitar el despegue del *TRM* en la interfaz matriz-hormigón [48]. Una vez terminado el proceso, eliminación de los restos de polvo y arena.

- Corte del tejido según las dimensiones de la zona de la estructura a reforzar.
- Preparación del mortero según las especificaciones del fabricante correspondiente. Mezcla de los componentes de forma mecánica mediante el uso de un mezclador helicoidal de sección plana asociado a un taladro (Figura B.4b).
- Humidificación hasta la saturación de la zona de la estructura a reforzar con el objetivo de evitar la transferencia de agua de la matriz del *TRM* hacia el hormigón, con el consecuente cambio en las propiedades químicas y mecánicas del propio mortero (Figura B.4c).



a)



b)



c)

**Figura B.4 Procesos previos a la aplicación del refuerzo en las viguetas: a) abrasión de la superficie del hormigón, b) preparación del mortero, c) humidificación de la viga.**

- Aplicación de la primera capa de mortero en la zona de refuerzo, garantizando un espesor entre 3-5mm.
- Presentación del tejido e imbibición en el mortero mediante presión mecánica (Figura B.5a). En el caso de reforzar utilizando tejidos unidireccionales, las fibras principales se dispusieron paralelas a la directriz longitudinal de la viga. De la misma forma, las fibras de los tejidos bidireccionales se orientaron con los ejes que formaban  $0^\circ$  y  $90^\circ$  respecto la misma directriz.
- Aplicación de la segunda capa de mortero hasta alcanzar un espesor total de aproximadamente 10mm.
- Previamente a la ejecución de los ensayos, realización de un curado al aire de los especímenes en condiciones internas durante al menos 28 días (Figura B.5b).

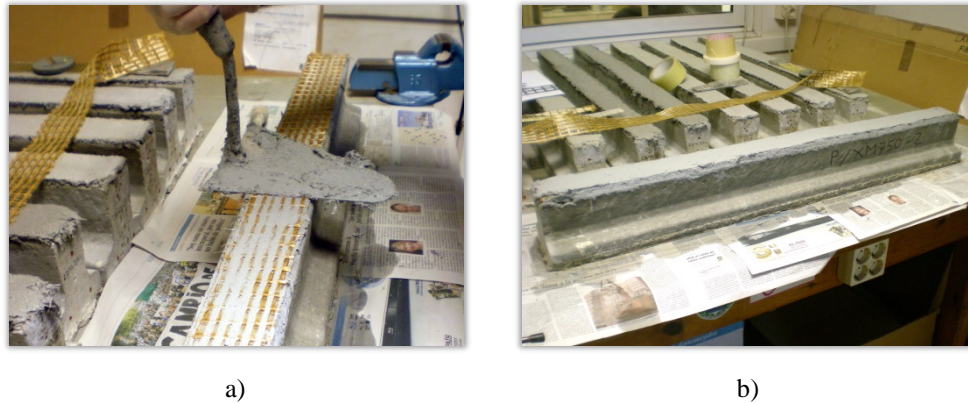


Figura B.5 Aplicación del *TRM* en las viguetas: a) imbibición del tejido en la matriz, b) viga reforzada en fase de curado.

## B.4. Método experimental

En esta sección se detalla la configuración de los experimentos y los procedimientos de ensayo realizados, así como una descripción precisa de los sensores utilizados.

### B.4.1. Configuración de ensayo

Se sometieron a un ensayo a flexión de cuatro puntos once viguetas pretensadas, diez de ellas reforzadas previamente a flexión con *TRM*. Con una luz libre entre soportes de 900mm, los ensayos llevados a término consistieron en la aplicación de dos puntos de carga centrados y separados 300mm entre sí, mediante la utilización de una viga de reparto metálica. En todos los casos los especímenes se apoyaron en cilindros metálicos con el giro no restringido de forma que los soportes constituyeran rótulas en el plano de la viga (Figura B.6).

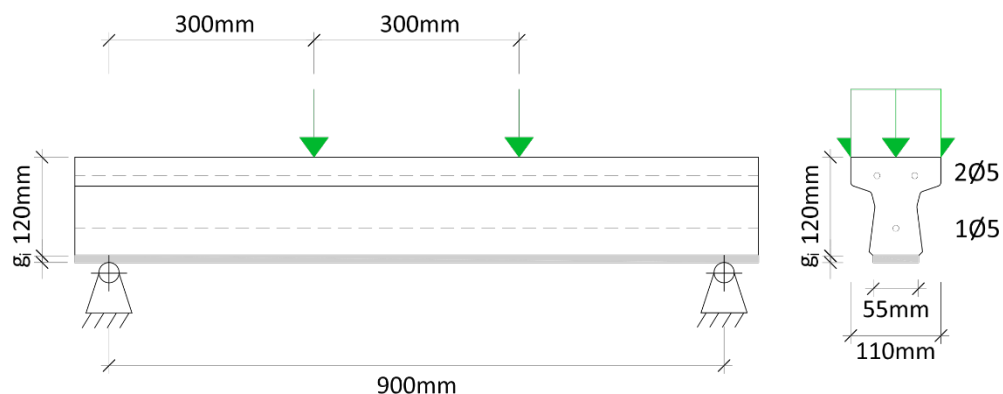


Figura B.6 Configuración del ensayo de las viguetas reforzadas con *TRM*.

Es importante destacar que la configuración de ensayo tuvo como consecuencia que la reacción que ofrecieron los soportes durante el proceso de carga actuó como anclajes externos en los extremos del refuerzo, hecho que influyó directamente en el comportamiento adherente del *TRM*.

La aplicación de la carga fue ejecutada mediante control por desplazamiento a una velocidad de 1mm/min con una prensa de ensayos electromecánica de 50kN de capacidad de carga (Figura B.7).



Figura B.7 Montaje del ensayo a flexión de viguetas reforzadas con *TRM*.

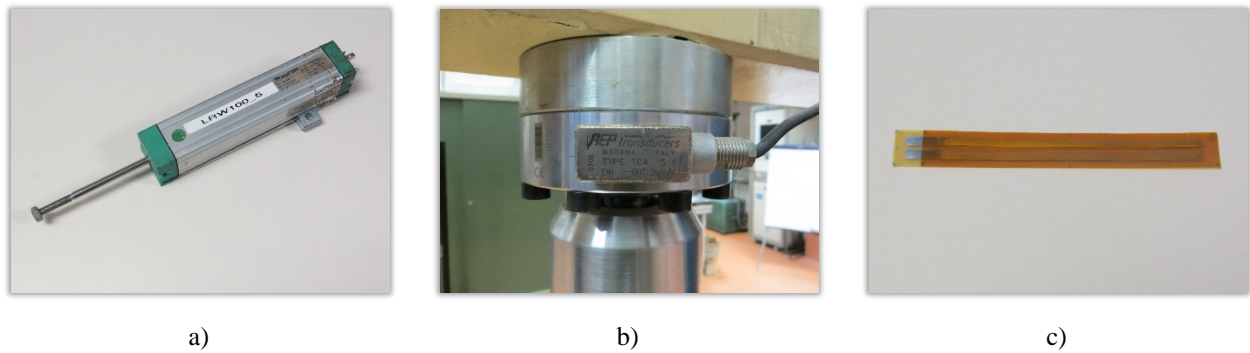
#### B.4.2. Sensores

Se registró el desplazamiento vertical máximo del espécimen mediante la colocación de un potenciómetro modelo Waycon LWR-100 (Figura B.8a) en cada lado de la viga en el plano central de deformación. Estos sensores presentan un recorrido máximo de 100mm y fueron puestos en contacto con las viguetas a través pletinas de acero adheridas al sustrato de los especímenes. A su vez, estos sensores fueron fijados a un elemento externo al sistema con el objetivo de no tener en cuenta en las lecturas el desplazamiento propio del sistema de ensayo (Figura B.9).

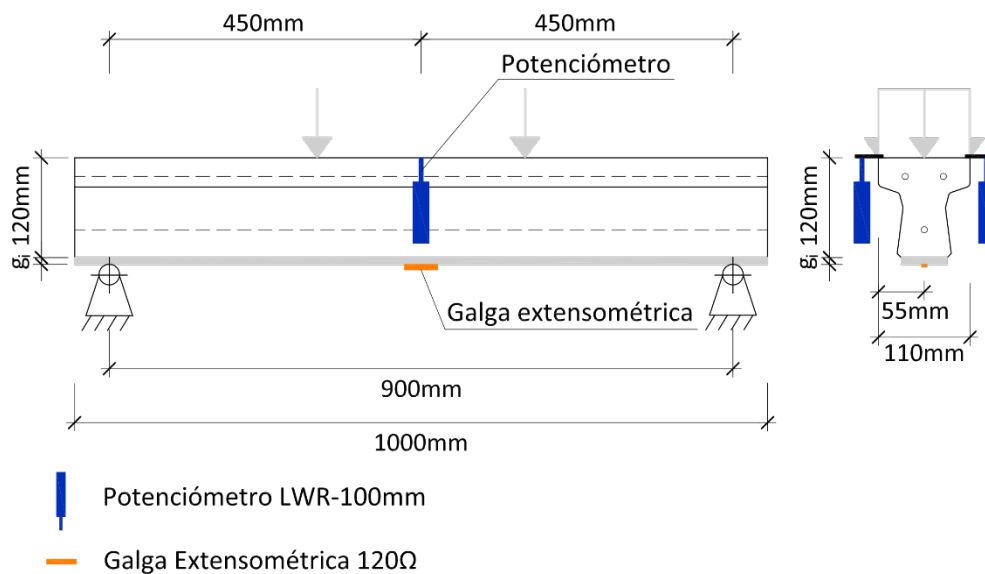
La fuerza aplicada a los especímenes fue registrada por una célula de carga AEP CTC41275T5 (Figura B.8b). Este sensor es un dinamómetro con un rango de lectura hasta 50kN. Se alimenta con corriente continua a un voltaje recomendado de 10V y presenta una sensibilidad nominal de 2mV/V.

Por otro lado, con el objetivo de obtener las deformaciones en la parte traccionada de las viguetas, se instalaron en el centro de los especímenes una galga extensométrica (Figura B.9). Los sensores utilizados fueron galgas especiales para hormigón y mortero tipo HBM 1-LY41-50/120 con una resistencia de  $120\Omega \pm 0,30\%$  y un factor k de  $2,08 \pm 1,0\%$  (Figura B.8c).

La información proporcionada por los sensores fue adquirida simultáneamente por un sistema HBM MGCPlus a una frecuencia de 5Hz.



**Figura B.8 Sensores utilizados en los ensayos de las viguetas: a) potenciómetro Waycon LWR-100, b) célula de carga AEP CTC41275T5, c) galga extensométrica HBM 1-LY41-50/120.**



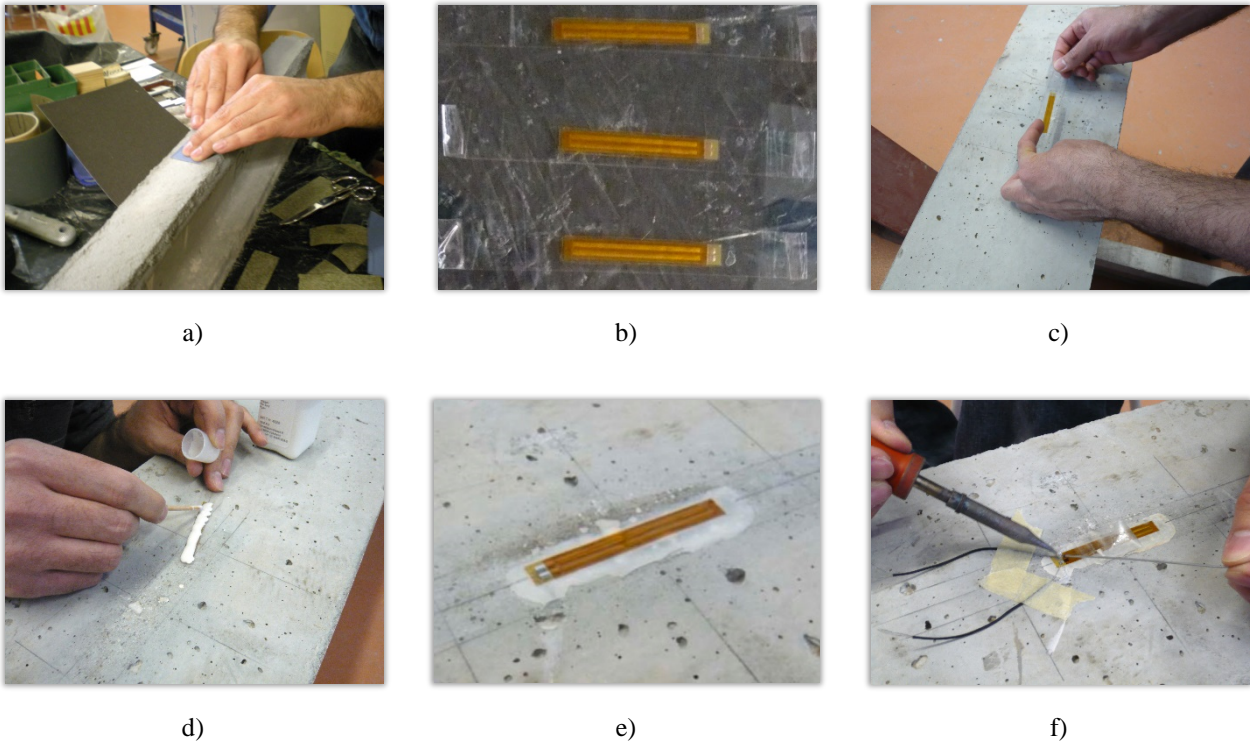
**Figura B.9 Esquema y distribución de los sensores utilizados en los ensayos de las viguetas.**

#### **B.4.2.1. Instalación de galgas extensométricas en superficies de hormigón o mortero**

El procedimiento de instalación de galgas extensométricas en superficies de mortero o de hormigón fue el siguiente:

- Limado de la superficie de mortero/hormigón hasta alcanzar la máxima planeidad (Figura B.10a).
- Preparación de la galga en una placa de vidrio previamente limpiada con alcohol. Fijación del sensor con cinta adhesiva utilizada para transportarla al punto de instalación del espécimen (Figura B.10b).
- Marcado de la posición exacta de instalación de la galga en el sustrato de mortero/hormigón.
- Posicionamiento de la galga en el espécimen (Figura B.10c).
- Mezcla del adhesivo bicomponente HBM X60 y aplicación del mismo en la superficie de la galga (Figura B.10d). Fijación de la galga mediante presión manual y curado del sensor (Figura B.10e).
- Después de 24h, retirada de la cinta adhesiva y soldadura de los cables necesarios para transferir la señal al adquisidor de datos (Figura B.10f).





**Figura B.10** Procesos de la instalación de galgas extensométricas: a) limado de la superficie hormigón/mortero, b) preparación de las galgas para ser transportadas al espécimen, c) posicionamiento del sensor, d) pegado de la galga con adhesivo HBM X60, e) galga en fase de curado, f) soldadura de los cables transmisores de la señal.

Una vez preparada la galga, es recomendable comprobar la correcta instalación del sistema mediante la utilización de un verificador que evalúa la resistencia eléctrica proporcionada por el sensor (Figura B.11).



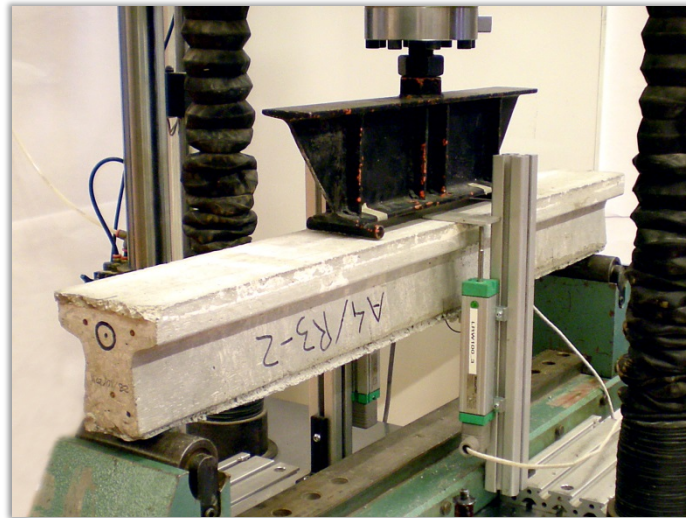
**Figura B.11** Verificador utilizado para la comprobación de las galgas extensométricas instaladas.

### B.4.3. Procedimiento de ensayo

El procedimiento de ensayo se describe a continuación:

- Posicionamiento de la vigueta procurando el contacto completo con los soportes.

- Descenso de la herramienta de aplicación de carga, mediante el uso de la prensa electromecánica, hasta alcanzar el contacto con la vigueta (Figura B.12).



**Figura B.12** Posición inicial del ensayo a flexión de viguetas reforzadas con *TRM*.

- Medición del espesor del refuerzo en tres puntos. Inicio de la adquisición de datos y aplicación de carga mediante control por desplazamiento a una velocidad de 1mm/min. Las variables registradas en el ensayo fueron la fuerza aplicada por la prensa electromecánica, las deformaciones proporcionadas por la galga extensométrica y el desplazamiento vertical capturado por los potenciómetros.
- El ensayo se dio por concluido cuando, después de alcanzar su carga máxima, la capacidad portante de los especímenes disminuyó por debajo de 1kN.

## B.5. Resultados

Los resultados de los ensayos realizados en viguetas prefabricadas reforzadas con *TRM* se obtuvieron según las siguientes consideraciones:

- El momento flector previo a la plastificación ( $M_{y,exp}$ ) y el momento flector último ( $M_{u,exp}$ ) se obtuvieron registrando los valores en la transición elástico-plástica y máximo, respectivamente. El momento flector en el instante  $i$  ( $M_i$ ) se obtuvo de la siguiente manera (Ec. B.1):

$$M_i = \frac{F_i a}{2} \quad \text{B.1}$$

Donde  $F_i$  es la fuerza aplicada en el instante  $i$  y  $a$  es la distancia entre el soporte y el punto de aplicación de carga más cercano (300mm) (se considera el momento flector provocado por el peso propio de la vigueta despreciable).

- La flecha última ( $\delta_{u,exp}$ ) se obtuvo registrando el desplazamiento vertical en el centro de la viga en el instante que se alcanzó el momento último.
- El espesor medio del *TRM* ( $g$ ) se obtuvo midiendo el espesor del refuerzo en tres puntos diferentes.
- Se visualizaron y registraron tres modos de fallo en los especímenes ensayados: fallo a flexión por plastificación o deslizamiento del armado inferior, y posterior ruptura del tejido o aplastamiento de la cabeza de compresiones (Figura B.13a), fallo a cortante y posterior despegue del *TRM* (Figura B.13b) y fallo por despegue del *TRM* en una fisura intermedia de flexión (Figura B.13c).

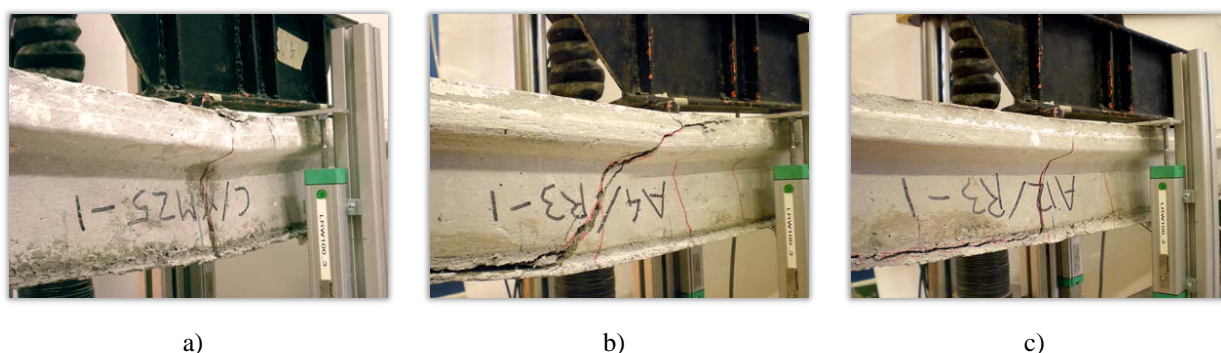


Figura B.13 Modos de fallo obtenidos en los ensayos de viguetas reforzadas con *TRM*: a) rotura flexión, b) fallo a cortante y posterior despegue del *TRM*, c) fallo por despegue del *TRM* en una fisura intermedia.

La Tabla B.3 muestra los resultados de los ensayos realizados, incluyendo el código del espécimen, el espesor medio del refuerzo *TRM* ( $g$ ) y los valores de momento flector antes de la plastificación ( $M_{y,exp}$ ), momento flector último ( $M_{u,exp}$ ) y flecha última ( $\delta_u$ ). Además se incluye el modo de fallo desarrollado.

Espécimen	$g$ (mm)	$M_{y,exp}$ (kNm)	$M_{u,exp}$ (kNm)	$\delta_{u,exp}$ (mm)	Modo de fallo <sup>†</sup>
CONTROL	-	0,79	1,92	9,83	A
A4R3-01	7	1,09	3,31	10,97	B
A4R3-02	7	1,16	3,95	12,44	B
A12R3-01	6	1,48	2,78	4,24	C
A12R3-02	11	1,94	3,56	14,83	C
CXM25-01	8	1,49	2,16	8,27	A
CXM25-02	10	1,80	2,42	8,36	A
PXM750-01	8	1,30	3,04	13,11	A
PXM750-02	10	1,95	3,76	11,61	A
VPHDM-01	4	1,06	2,20	9,58	A
VPHDM-02	7	1,57	3,36	14,31	A

<sup>†</sup>A: Flexión; B: Cortante + Despegue *TRM*; C: Despegue *TRM*.

Tabla B.3 Resultados de los ensayos en viguetas reforzadas con *TRM*.

Observando los resultados, exceptuando las viguetas reforzadas con tejidos de acero, todos los especímenes sufrieron una rotura a flexión. De entre ellos, centrando el análisis en el incremento de capacidad portante, los refuerzos con tejidos de fibras de *PBO* fueron los que mejores prestaciones



registraron. Por el contrario, los refuerzos con tejidos de fibra de carbono fueron los que desarrollaron un menor incremento de resistencia respecto la vigueta sin reforzar (CONTROL).

Las viguetas reforzadas con tejidos de fibra de vidrio fueron las que obtuvieron una mayor dispersión de resultados, debido a que la configuración de malla (*i.e.* es el tejido con un tamaño de celda mayor) puede propiciar problemas de homogeneidad de la respuesta estructural en el caso de reforzar sustratos con un ancho reducido.

Los especímenes reforzados con tejidos de alambres de acero desarrollaron modos de fallo diferentes respecto al resto de viguetas ensayadas. En el caso de los refuerzos con mallas de menor densidad de alambres (A4R3), el *TRM* consiguió aumentar la capacidad resistente a flexión hasta el punto que las viguetas desarrollaron una fisura inclinada a cortante, con el posterior despegue del *TRM* en la interfase entre el tejido y el mortero (Figura B.14). En cuanto a los refuerzos equivalentes con mayor densidad de material (A12R3), el fallo se produjo directamente por despegue del *TRM*, también en la interfase entre malla y matriz. En este caso, el arranque se produjo en una fisura intermedia a flexión (Figura B.15). A pesar que, en los ensayos con refuerzos en los que se utilizaron tejidos de alambres de acero, el *TRM* logró incrementar significativamente la capacidad portante de los especímenes, los modos de fallo desarrollados no son deseables para una estructura puesta en servicio. En todos los casos, estos procesos se debieron a la poca compatibilidad entre el tejido y la matriz, ya sea por la elevada densidad de cordones que impidió la penetración adecuada del mortero, o por la falta de aditivos que permitieran desarrollar mayor capacidad de impregnación y adherencia entre la matriz y el tejido.

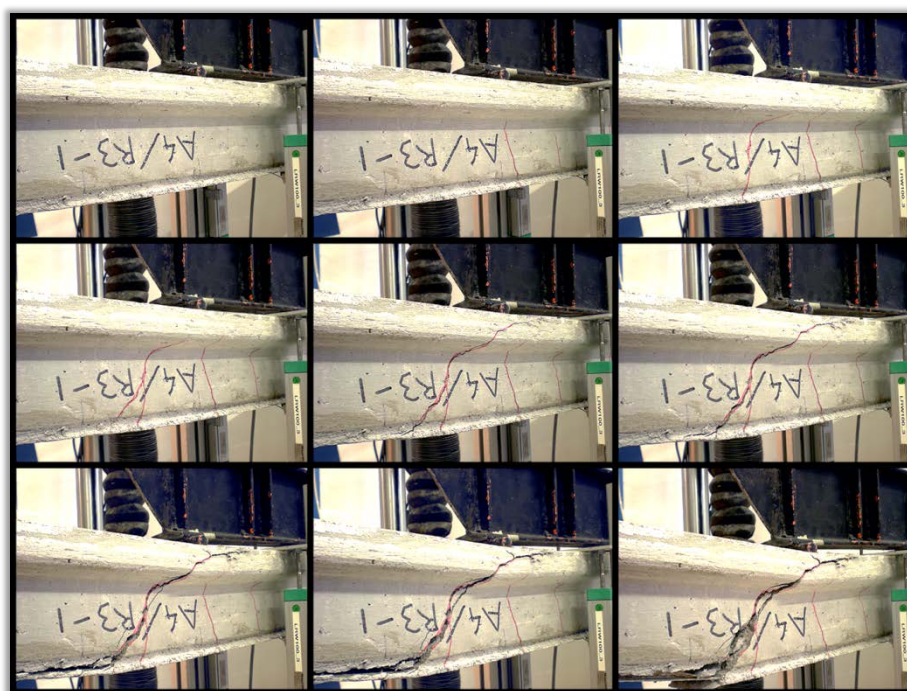
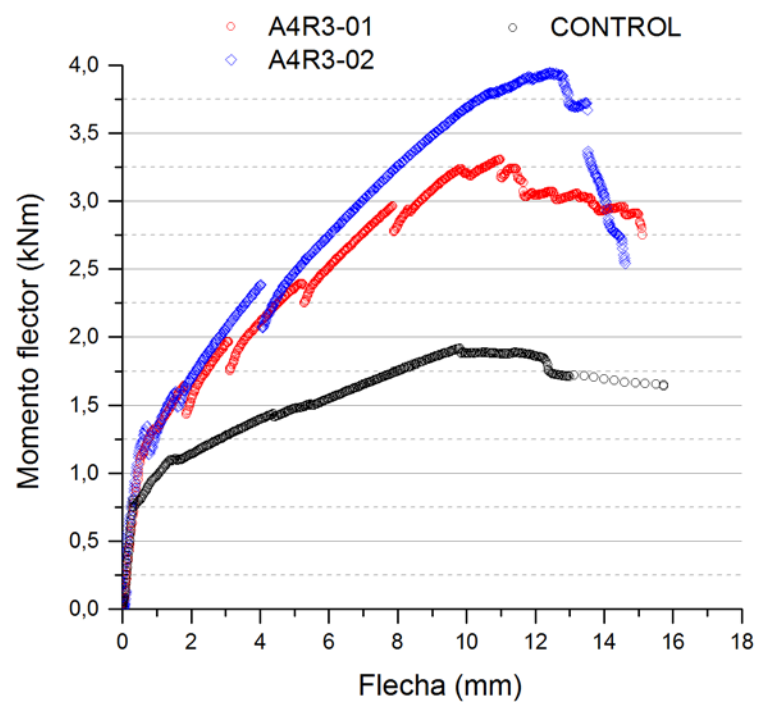


Figura B.14 Proceso de rotura de una vigueta reforzada con *TRM* tipo A4R3.



**Figura B.15** Proceso de rotura de una vigueta reforzada con *TRM* tipo A12R3.

Los siguientes gráficos (Figura B.16 – B.20) muestran la relación momento flector-flecha de las diferentes viguetas reforzadas con *TRM* y ensayadas según el procedimiento descrito con anterioridad. En todas las figuras se refleja también la vigueta ensayada sin reforzar (CONTROL).



**Figura B.16** Relación momento flector-flecha de las viguetas ensayadas reforzadas con *TRM* tipo A4R3.

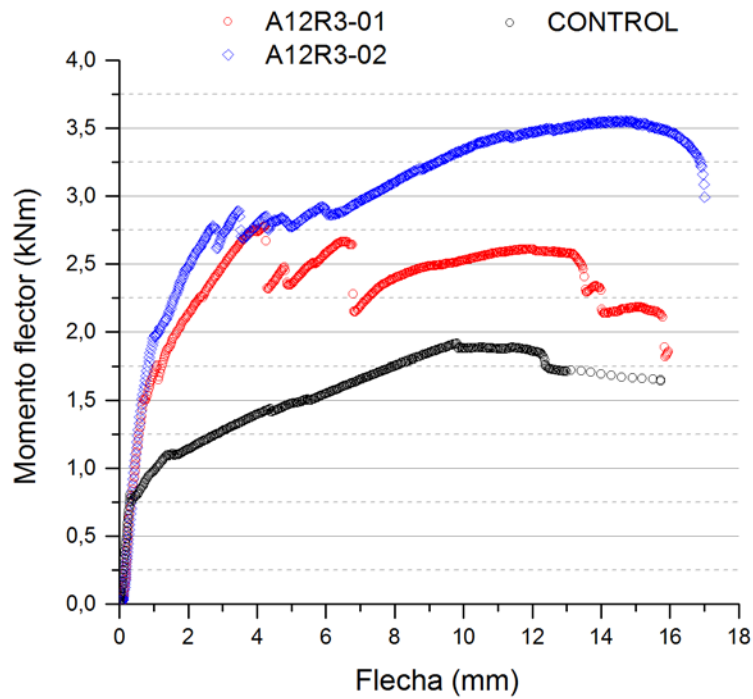


Figura B.17 Relación momento flector-flecha de las viguetas ensayadas reforzadas con *TRM* tipo A12R3.

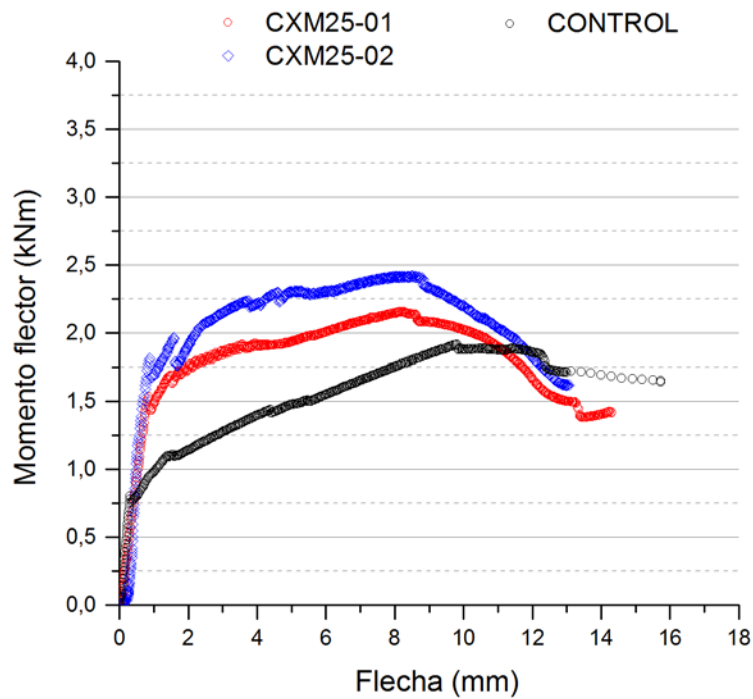


Figura B.18 Relación momento flector-flecha de las viguetas ensayadas reforzadas con *TRM* tipo CXM25.

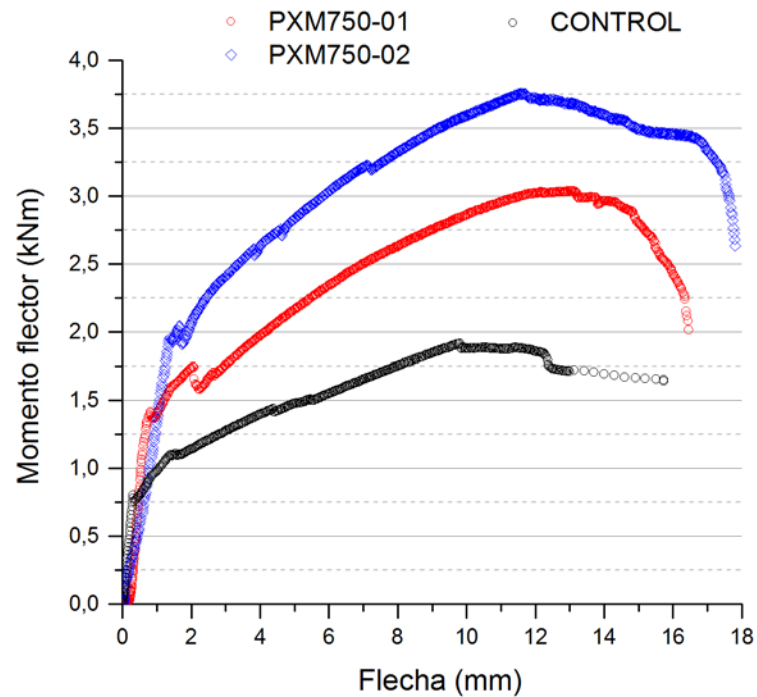


Figura B.19 Relación momento flector-flecha de las viguetas ensayadas reforzadas con *TRM* tipo PXM750.

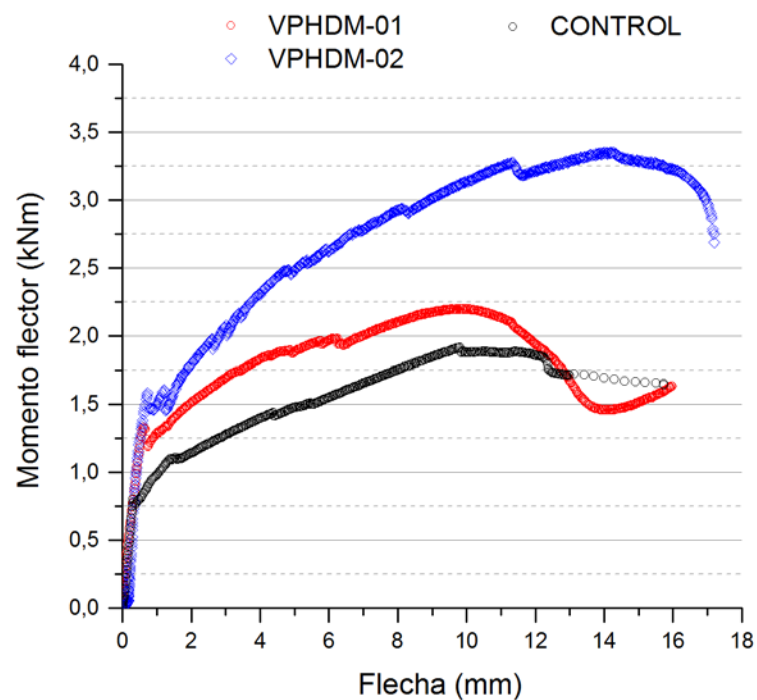


Figura B.20 Relación momento flector-flecha de las viguetas ensayadas reforzadas con *TRM* tipo VPHDM.

Analizando los gráficos anteriores, es interesante remarcar que todos los especímenes reforzados lograron aumentar su capacidad última de carga.

En cuanto a la respuesta estructural a cargas bajas, se puede observar como todas las viguetas reforzadas incrementaron su capacidad elástica, en especial las reforzadas con tejidos de acero con alta

densidad de cordones (A12R3) que desarrollaron un incremento medio del 116% respecto del espécimen de sin reforzar. El resto de refuerzos lograron incrementar la respuesta elástica de las viguetas entre 42% y el 106%.



## **Anexo C. Datos experimentales de los ensayos de vigas de HA reforzadas a flexión con *TRM***

### **C.1. Introducción**

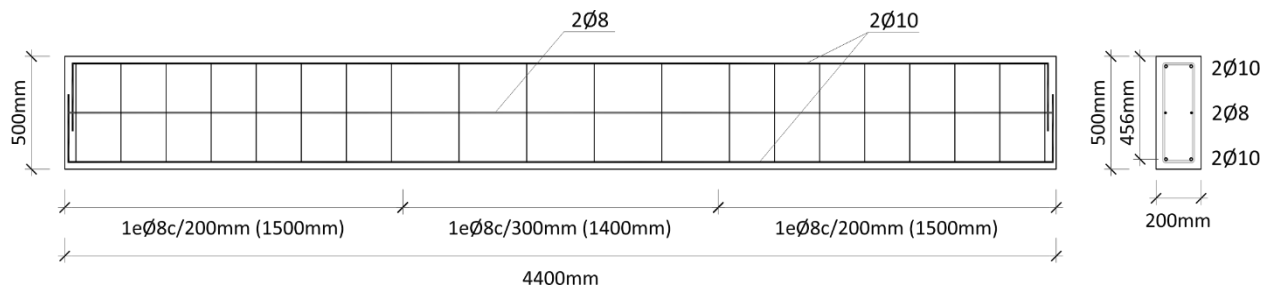
El presente anexo muestra de forma extendida la información referente a la campaña experimental en vigas de hormigón armado reforzadas a flexión con diferentes combinaciones de *TRM*. En él se incluye una descripción del diseño, fabricación y transporte de las vigas, una relación de los materiales de refuerzo utilizados, el proceso de aplicación del refuerzo, la descripción de los tipos de ensayo realizados y la exposición de los resultados recopilados. El conjunto de esta información se encuentra resumida en el Capítulo 5 del cuerpo de la memoria.

Los ensayos ejecutados tuvieron lugar en el laboratorio del LITEM-RMEE-UPC entre marzo del 2013 y abril del 2013.

### **C.2. Diseño, fabricación, curado y transporte de las vigas**

Con el objetivo de estudiar y comparar el comportamiento de diferentes combinaciones de *TRM* como refuerzo a flexión, se ejecutaron once vigas de hormigón de 4,40m de longitud y una sección transversal de 500x200mm. Los especímenes, denominados con la designación M, se fabricaron utilizando tres amasadas de hormigón diferentes correspondientes a las fechas 24/01/2012, 01/02/2012 y 09/02/2012. Estas se ejecutaron con un significativo déficit de armadura longitudinal, con el objetivo de forzar el colapso a flexión. El armado longitudinal consistió en dos barras Ø10mm, dispuestas en la cara superior e inferior, y una armadura de piel con dos barras Ø8mm en el centro de la sección. El armado transversal se distribuyó en estribos Ø8mm dispuestos cada 300mm, en el tramo central de las vigas de 1,40m de longitud, y en estribos Ø8mm dispuestos cada 200mm en el resto de la viga (Figura C.1 y Figura C.2). En todos los casos se utilizó acero B 500 SD. Las características mecánicas de los hormigones y de los refuerzos de acero se encuentran resumidas en los apartados A.2 y A.3 del Anexo A, respectivamente.





**Figura C.1 Geometría y armado de las vigas M.**



**Figura C.2 Armadura montada de las vigas M.**

Las vigas fueron fabricadas por operarios especializados en las instalaciones de la empresa Paver Prefabricados, S.A., entre enero del 2012 y febrero del 2012. La Figura C.3 muestra los procesos de ejecución de las vigas M.



a)



b)



c)

**Figura C.3 Procesos ejecución de las vigas M: a) montaje de la armadura, b) vertido del hormigón, c) vibrado del hormigón.**



Los especímenes se fabricaron de forma abatida en moldes de acero previamente untados con producto desmoldante. La armadura se montó externamente y se posicionó dentro del encofrado con los separadores correspondientes (Figura C.3a). Previamente al hormigonado, se acoplaron a los moldes dos pernos que se utilizaron como enganches para el transporte de las vigas. El hormigonado de las vigas se realizó por gravedad mediante cubilete llenado previamente con hormigón de la central (Figura C.3b). Se llevaron a cabo dos etapas de vibrado del hormigón: la primera cuando se hubieron vertido 3/4 partes y la segunda con las vigas totalmente hormigonadas (Figura C.3c). Una vez terminado, se enrasó la cara superior de las vigas para garantizar un acabado liso.

Se humedecieron las vigas periódicamente durante el proceso de fraguado del hormigón. Los especímenes permanecieron un mínimo de una semana en los moldes antes de retirarlos y continuar su proceso de curado en condiciones ambientales exteriores (Figura C.4).



Figura C.4 Vigas M terminadas y en fase de curado.

### C.3. Refuerzo *TRM* a flexión

En la campaña experimental descrita en el presente anexo se aplicaron diferentes combinaciones de *TRM* en diez vigas de hormigón armado. En los siguientes subapartados se describen los materiales empleados y la metodología de aplicación llevada a cabo.

#### C.3.1. Materiales utilizados

Las vigas fueron reforzadas con cinco combinaciones diferentes de *TRM*, en las que se incluyen los tejidos de alambres de acero con baja densidad de cordones (A4) y tejidos de fibras de carbono, basalto, *PBO* y vidrio. Los tejidos de alambres de acero con alta densidad de cordones (A12) fueron descartados como componentes del *TRM*, dada la baja capacidad de penetración que presentó la matriz cementítica durante la aplicación de este refuerzo en el estudio realizado en las viguetas prefabricadas (Anexo B).

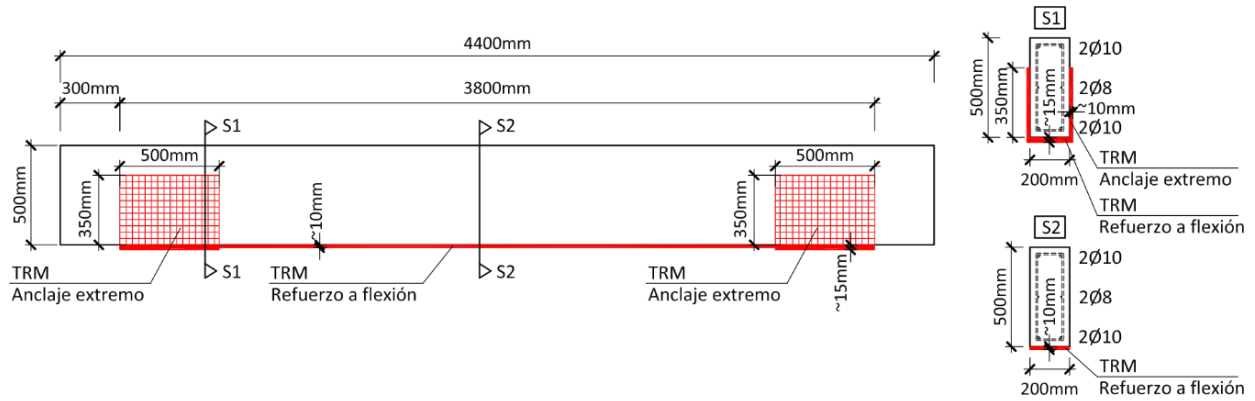
Excepto en el caso de la viga no reforzada (M-CONTROL), todas las vigas siguieron la nomenclatura M-AB-C, donde M significa el tipo de viga, A es el tipo de tejido aplicado, B es el tipo de mortero utilizado como matriz y C representa la repetición de ensayo para un mismo tipo de refuerzo. En la Tabla C.1 se muestra un resumen de las diferentes combinaciones de componentes utilizados como refuerzo y la fecha de amasada del hormigón correspondiente a cada viga. Las propiedades mecánicas de los sistemas de refuerzo *TRM*, así como las propias de los tejidos, fibras y morteros utilizados se pueden consultar en los apartados A.4, A.5 y A.6 del Anexo A.

<i>Especimen</i>	<i>Tejido</i>	<i>Matriz</i>	<i>Fecha Amasada Hormigón</i>
M-A4R3-01	Acero (baja densidad)	R3	24/01/2012
M-A4R3-01	Acero (baja densidad)	R3	24/01/2012
M-BR3-01	Basalto	R3	09/02/2012
M-BR3-02	Basalto	R3	09/01/2012
M-CXM25-01	Carbono	XM25	01/02/2012
M-CXM25-02	Carbono	XM25	01/02/2012
M-PXM750-01	<i>PBO</i>	XM750	01/02/2012
M-PXM750-02	<i>PBO</i>	XM750	01/02/2012
M-VPHDM-01	Vidrio	PHDM	24/01/2012
M-VPHDM-02	Vidrio	PHDM	24/01/2012
M-CONTROL	-	-	01/02/2012

Tabla C.1 Especímenes ensayados y combinaciones de *TRM* utilizadas como refuerzo a flexión en vigas de hormigón armado.

### C.3.2. Aplicación del refuerzo

La aplicación del refuerzo se llevó a cabo en las instalaciones de la empresa Paver en abril del 2012. El *TRM* se aplicó en una longitud de 3,8m de la zona central de la viga en el lado donde se previó que de desarrollaran las tracciones durante el ensayo. En todos los casos se aplicó una capa de tejido cubriendo todo el ancho de la sección (Figura C.5). Con el objetivo de forzar el colapso de la viga a flexión y evitar el fallo por pérdida de la acción compuesta entre la viga y el refuerzo, *i.e.* despegue del *TRM* en los extremos, se dispusieron anclajes mecánicos con una configuración de encamisados parciales tipo U ejecutados con el mismo *TRM*. Estos anclajes se aplicaron en un perímetro de 500mm en ambos extremos del refuerzo (Figura C.5).



**Figura C.5 Detalle de la configuración del refuerzo en las vigas M.**

El proceso de aplicación del refuerzo a flexión y de los anclajes se detalla a continuación:

- Eliminación del grano fino de la superficie del hormigón en las zonas dónde se instaló el *TRM* (refuerzo y anclaje) mediante herramienta devastadora de disco de diamante (Figura C.6a). Esto se realizó con el propósito de maximizar la adherencia entre el hormigón existente y la matriz de mortero [48].
- Limpieza del sustrato de restos de polvo y cascotes derivados del proceso de abrasión.
- Humidificación de la superficie a reforzar para evitar la transferencia de agua entre el mortero y el hormigón (Figura C.6b).
- Preparación del mortero según las especificaciones del fabricante (Figura C.6c).



a)



b)

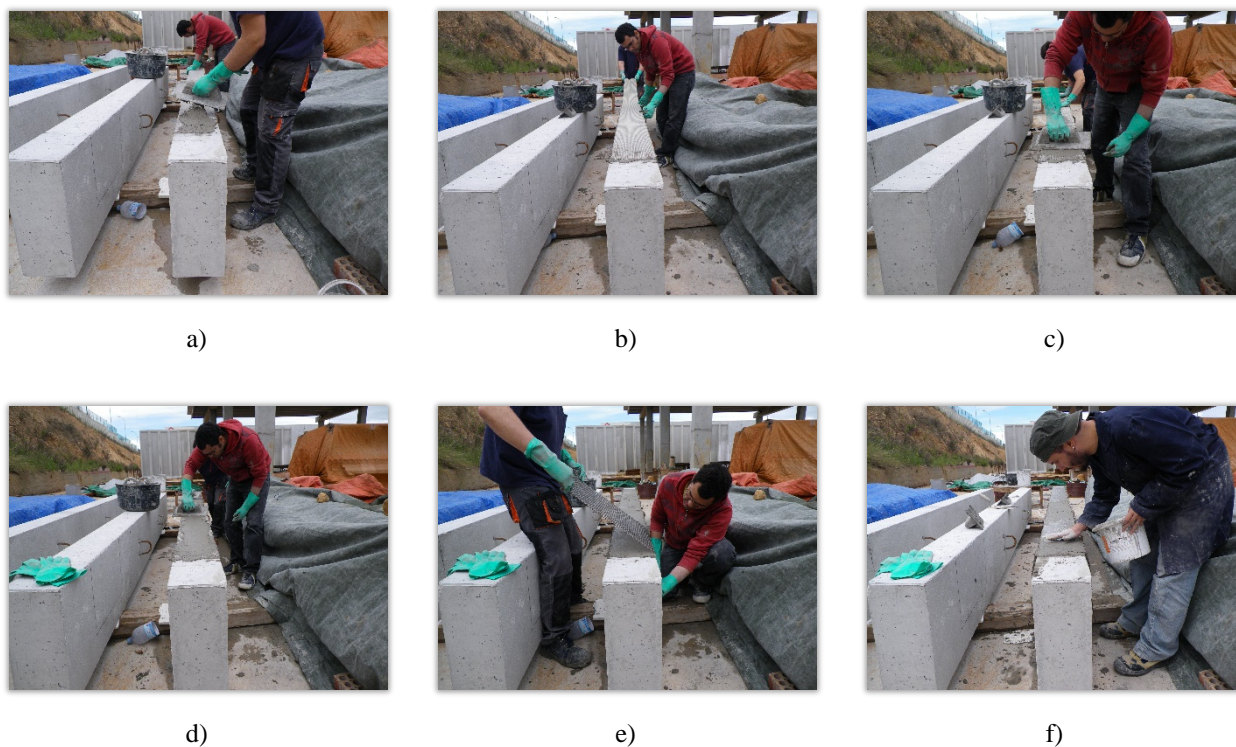


c)

**Figura C.6 Procesos previos a la aplicación del *TRM* en las vigas M: a) devastado de la superficie del hormigón, b) humidificación de la viga, c) preparación del mortero.**

- Aplicación de una primera capa de mortero de espesor 4-5mm en la zona de refuerzo a flexión, mediante la utilización de una llana de acero (Figura C.7a). Estando aún el mortero fresco, posicionamiento de la malla en la zona a reforzar, orientando la dirección principal del tejido paralelamente al eje longitudinal de la viga (Figura C.7b).
- Imbibición del tejido en la matriz mediante presión, asegurando la impregnación de todos los mechones de la malla (Figura C.7c) y aplicación de la segunda capa de mortero hasta alcanzar un espesor total de aproximadamente 10mm (Figura C.7d).
- Aplicación de los anclajes mecánicos con *TRM* (Figura C.7e).

- Realización de acabados con llana metálica con el objetivo de dejar la superficie del refuerzo con un aspecto liso. Humidificación de la superficie del *TRM* con el objetivo de evitar la fisuración del mortero durante las primeras fases de curado (Figura C.7f).
- Protección de las vigas reforzadas, cubriendo los especímenes con lonas de plástico hasta el momento de su traslado al laboratorio.



**Figura C.7 Aplicación del *TRM* en las vigas M: a) aplicación de la primera capa de mortero, b) posicionamiento del tejido, c) imbibición del tejido en la matriz, d) aplicación de la segunda capa de mortero, e) ejecución anclajes mecánicos, f) acabados superficiales y humidificación del mortero.**

Los tejidos fueron suministrados con el ancho y la longitud suficiente para cubrir, con un solo tramo de malla, la zona de flexión a reforzar. En el caso de los tejidos de fibras basalto, la compañía suministró el producto con un ancho inferior a la zona prevista para los anclajes mecánicos. La solución adoptada fue duplicar los tramos de tejido instalado, manteniendo un solapamiento de 70mm en el perímetro de la sección reforzada.

La mayoría de los tejidos utilizados presentaban una flexibilidad suficiente que permitía su adaptación a la morfología de anclaje especificada. En estos casos, se utilizó el mismo tejido para el refuerzo a flexión y la ejecución del anclaje mecánico. Respecto a los refuerzos con las mallas de acero, los alambres resultaron demasiado rígidos para ser aplicados como anclaje con una configuración tipo “U”. Por este motivo, las vigas reforzadas a flexión con tejidos de acero fueron ancladas utilizando mallas de fibras de carbono.

Los especímenes reforzados fueron curados en condiciones ambiente durante, al menos, 28 días antes de ser transportados (Figura C.8).





**Figura C.8 Vigas M durante la fase de curado de los refuerzos.**

Después de su curado, las vigas M fueron trasladadas mediante transporte por carretera. Los especímenes fueron descargados e introducidos en los laboratorios del LITEM-RMEE-UPC utilizando camión-grúa, tal y como se puede observar en la Figura C.9.



**Figura C.9 Introducción de las vigas M en los laboratorios del LITEM-RMEE-UPC.**

Cabe destacar que algunas de las vigas desarrollaron procesos de fisuración derivados del transporte y acopio de las mismas. Este hecho se refleja en el apartado de resultados del presente anexo y se analiza su influencia en los resultados experimentales obtenidos.

## **C.4. Método experimental**

En esta sección se detalla la configuración de los experimentos y los procedimientos de ensayo realizados, así como una descripción precisa de los sensores utilizados.

#### C.4.1. Configuración de ensayo

Todas las vigas fueron sometidas a ensayos de flexión a cuatro puntos con una luz libre entre soportes de 4,00m. La carga se aplicó mediante dos puntos de contacto centrados en la viga y separados 1,40m entre sí (Figura C.10).

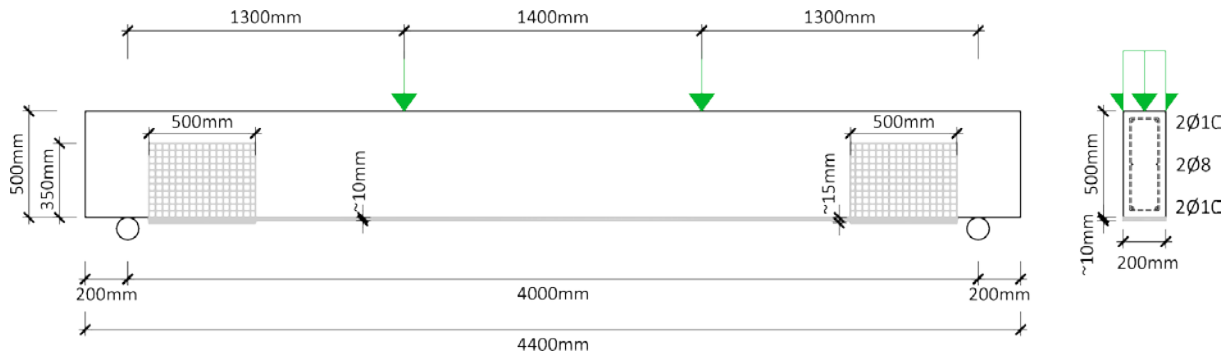


Figura C.10 Configuración del ensayo de las vigas M reforzadas a flexión con *TRM*.

Los especímenes se apoyaron en cilindros metálicos con el giro no restringido de forma que los soportes constituyeran rótulas en el plano de la viga (Figura C.11).

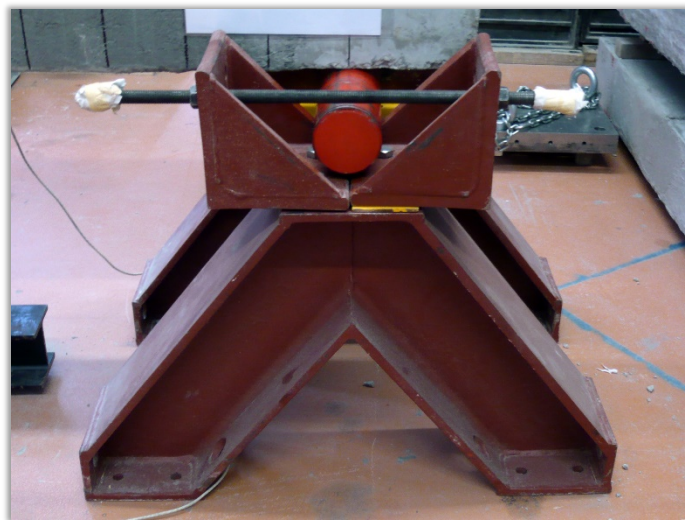
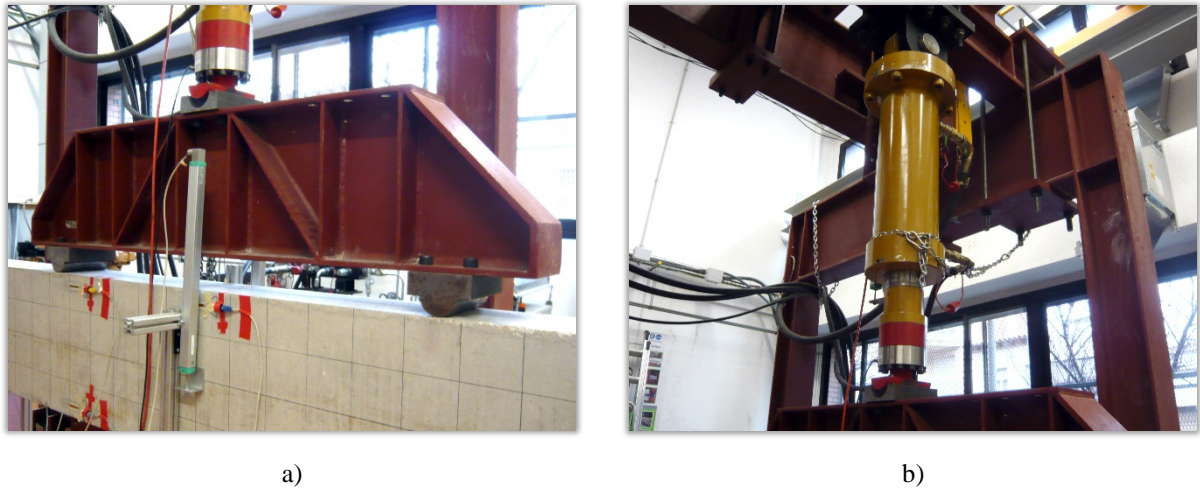


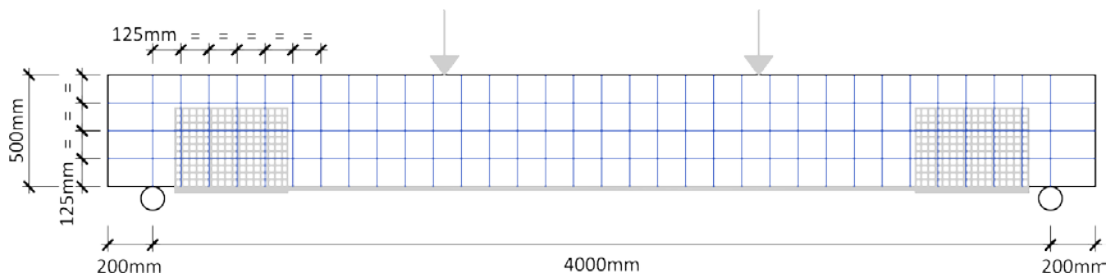
Figura C.11 Soportes en los ensayos de las vigas M.

La aplicación de la fuerza fue llevada a cabo a través de una viga de acero de repartición de carga (Figura C.12a). Un actuador oleohidráulico de 500kN de capacidad fue el encargado de aplicar la fuerza externa a la viga de reparto mediante un adaptador de acero semicilíndrico (Figura C.12b). Los ensayos se realizaron por control por desplazamiento, utilizando diferentes velocidades de carga dependiendo de la flecha total acumulada.



**Figura C.12 Elementos utilizados para la transmisión de la carga en los ensayos de las vigas M: a) viga metálica de reparto, b) actuador oleohidráulico y adaptador.**

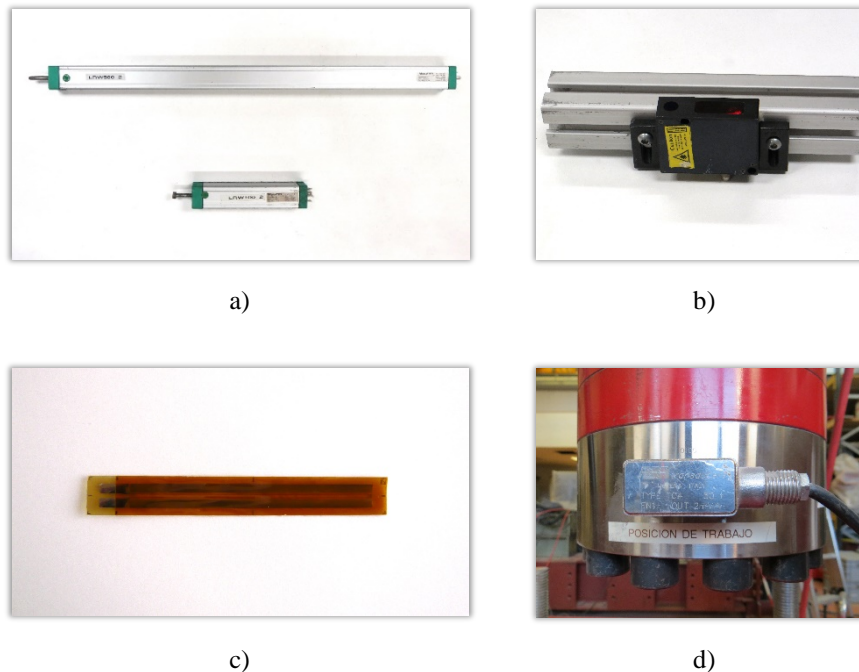
Con el objetivo de analizar los patrones de fisuración de las vigas ensayadas, se dibujó en la parte frontal de cada uno de los especímenes una cuadrícula con un tamaño de celda de 125mm, tal y como se puede observar en el esquema representado en la Figura C.13.



**Figura C.13 Representación de la cuadrícula dibujada en las vigas M.**

#### C.4.2. Sensores

Se utilizaron dos tipos de sensores para medir los desplazamientos verticales de las vigas, mediante el contacto directo con el espécimen (potenciómetros modelo Waycon LWR-500 y Waycon LWR-100 (Figura C.14a)), o mediante señales ópticas (láser RF-603 (Figura C.14b)). Además se adhirieron a los especímenes galgas extensométricas HBM 1-LY41-50/120 diseñadas para superficies de hormigón (Figura C.14c), con el objetivo de registrar las deformaciones durante los ensayos. Por último, la fuerza aplicada al sistema se registró mediante una célula de carga modelo AEP CTC416550T5 (Figura C.14d).

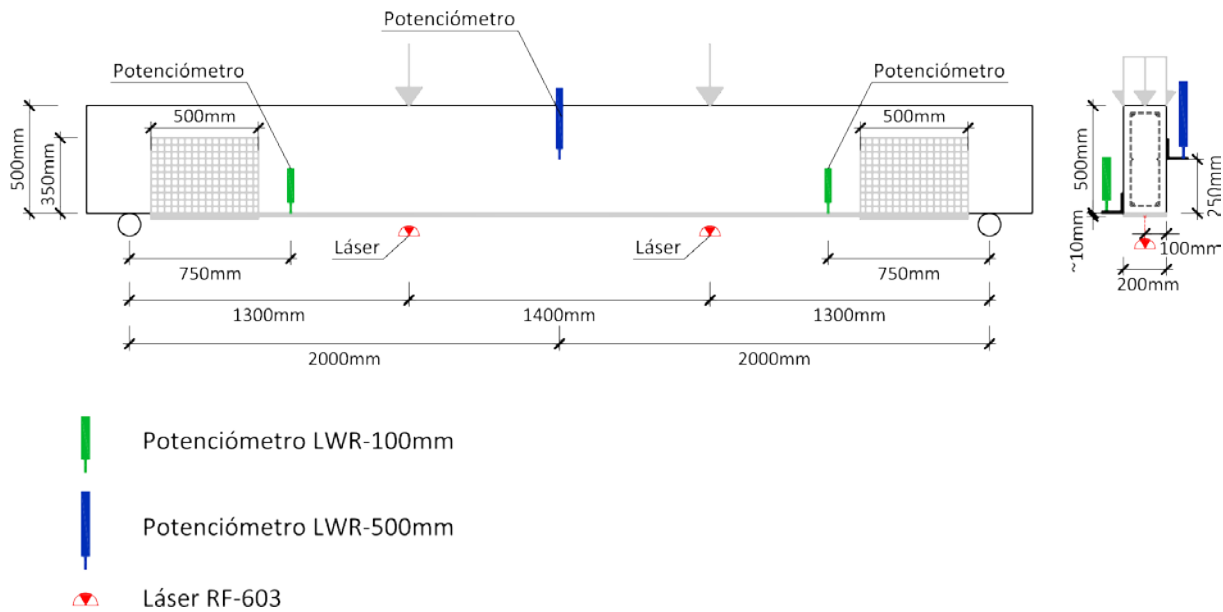


**Figura C.14 Sensores utilizados en los ensayos de las vigas M: a) potenciómetros Waycon LWR-500 y Waycon LWR-100, b) láser RF-603, c) galga extensométrica HBM 1-LY41-50/120, d) célula de carga AEP CTC416550T5.**

Los potenciómetros Waycon LWR-500 y Waycon LWR-100 presentan unos recorridos de 500mm y 100mm, respectivamente. Consisten en resistencias eléctricas variables que emiten una señal analógica de salida en forma de voltaje. Estos sensores fueron puestos en contacto con las vigas a través pletinas de acero adheridas al sustrato de los especímenes. A su vez, los sensores fueron fijados a un elemento externo al sistema con el objetivo de no registrar el desplazamiento propio del sistema de ensayo. El desplazamiento vertical de las vigas fue medido en tres secciones transversales por seis potenciómetros, ubicando dos potenciómetros en cada lado de la sección. Se analizó la sección central (LWR-500) y las secciones ubicadas en ambos tramos de cortante, separadas 1,25m del centro (LWR-100) (Figura C.15 y Figura C.17).

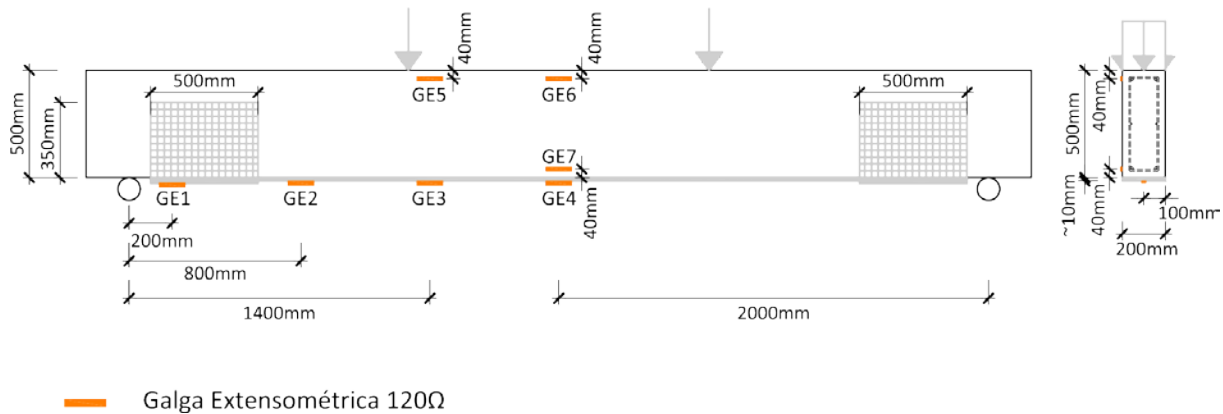
El sensor óptico RF-603 se utilizó para registrar los desplazamientos verticales de ambos puntos de aplicación de la carga (Figura C.15 y Figura C.17). El RF-603 es un sensor láser de medición triangular, con un rango de medida hasta 500mm con una sensibilidad de 0,4mm. Estos sensores láser se alimentan con corriente continua a un voltaje de 10V y presentan una señal analógica de salida en forma de voltaje de 0 a 10V. Vienen insertados en una carcasa metálica que los protege de los impactos.





**Figura C.15 Esquema y distribución de los sensores de desplazamiento en los ensayos de las vigas M.**

Se instalaron galgas extensométricas HBM 1-LY41-50/120 con una resistencia de  $120\Omega \pm 0,30\%$  y un factor k de  $2,08 \pm 1,0\%$ . Estas se dispusieron para analizar las deformaciones desarrolladas durante el ensayo en dos secciones de la viga (sección central y sección cercana a uno de los puntos de aplicación de la carga), así como las deformaciones obtenidas en la cara traccionada de los especímenes (Figura C.16 y Figura C.17).



**Figura C.16 Esquema y distribución de las galgas instaladas en las vigas M.**

Con el objetivo de ahorrar costes de materiales fungibles, se instrumentó con galgas extensométricas sólo la mitad de las vigas, considerando un comportamiento simétrico de las mismas durante los ensayos. El procedimiento de instalación de este tipo de sensores en superficies de hormigón se detalla en el apartado B.4.2.1 del Anexo B.

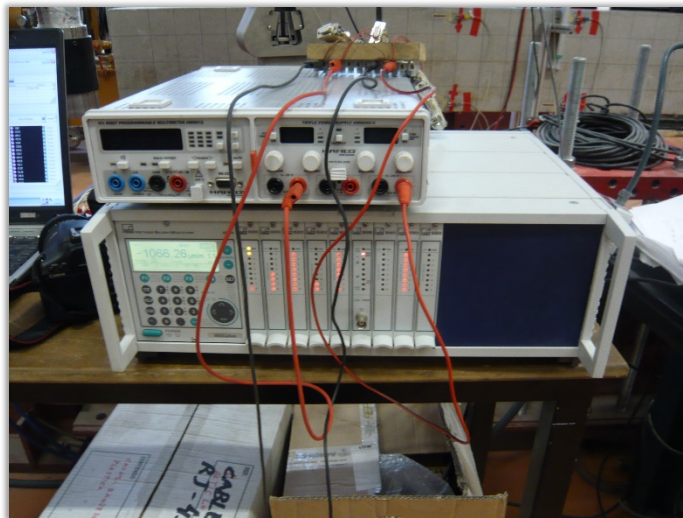
La célula de carga AEP CTC416550T5 es un dinamómetro acoplado al actuador oleohidráulico que registra la fuerza aplicada sobre los especímenes en cada instante en un rango de lectura es de 0 a 500kN. Este sensor se alimenta con corriente continua a un voltaje recomendado de 10V y presenta una sensibilidad nominal de 2mV/V.

Toda la información proporcionada por los sensores fue adquirida simultáneamente por el sistema HBM MGCPlus (Figura C.18) a una frecuencia de 50Hz.



**Figura C.17** Imagen de los sensores utilizados en los ensayos de las vigas M.

Los ensayos realizados se filmaron con una videocámara Canon EOS 500D con un objetivo gran angular (Figura C.19). Esta se instaló en una posición fija de tal forma que la filmación permitiera analizar a posteriori los procesos de colapso de las vigas de forma precisa.



**Figura C.18** Adquisidor de datos HBM MGCPlus.



Figura C.19 Cámara Sony EOS 500D con la que se filmaron los ensayos.

### C.4.3. Procedimiento de ensayo

El procedimiento de ensayo se describe a continuación:

- Posicionamiento de la viga procurando el contacto completo con los soportes. El movimiento de la viga de la zona de acopio hasta el área de ensayo se realizó mediante el uso de un puente grúa de 3200kg de capacidad de carga (Figura C.20a).
- Posicionamiento de la viga de reparto de carga en la cara superior del espécimen a ensayar. El movimiento de esta pieza se realizó también mediante el uso de un puente grúa (Figura C.20b).



a)

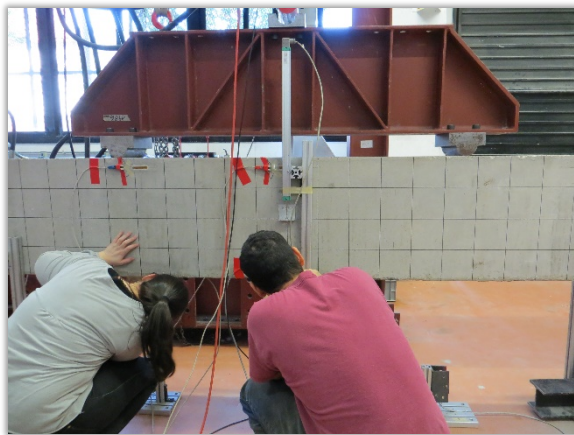


b)

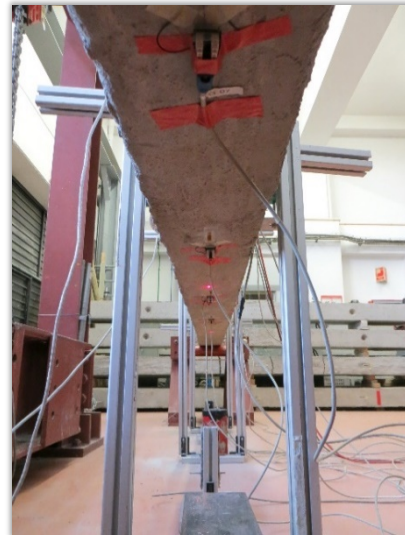
Figura C.20 Montaje del ensayo: a) traslado de una viga M al área de ensayo, b) posicionamiento de la viga de reparto de carga.

- Posicionamiento y conexión de los sensores (Figura C.21). Comprobación que las lecturas emitidas por los sensores y los datos registrados por el adquirente fueran correctos.





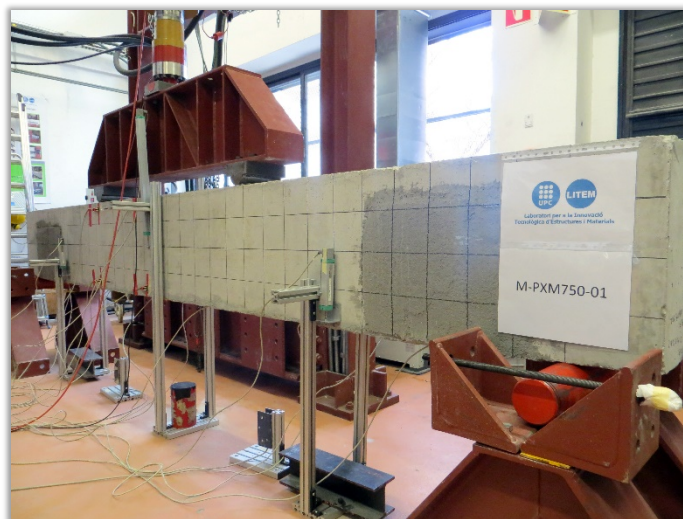
a)



b)

**Figura C.21 Conexión de los sensores: a) posicionamiento, b) vista inferior.**

- Descenso del actuador hasta que el adaptador alcanzara el contacto con la viga de reparto de carga (Figura C.22).



**Figura C.22 Estado inicial previo a la aplicación de la carga en los ensayos de vigas M reforzadas a flexión con *TRM*.**

- Inicio de la adquisición de datos y aplicación de carga mediante control por desplazamiento. Se aplicaron dos velocidades constantes de carga diferentes en función del desplazamiento vertical acumulado: una velocidad inicial de 1mm/min, hasta que el desplazamiento del actuador alcanzó 1/200 de la luz entre soportes y, a partir de este instante, una velocidad de 5mm/min hasta el colapso definitivo de la viga.
- Las variables registradas en el ensayo fueron la fuerza aplicada por el actuador oleohidráulico a través de las lecturas de la célula de carga, las deformaciones proporcionadas por las galgas extensométricas y el desplazamiento vertical capturado por los potenciómetros y los láseres.

- Con el objetivo de evitar desperfectos en los sensores, los láseres y los potenciómetros se retiraron previamente a la finalización de los ensayos. Los primeros se deshabilitaron cuando se alcanzó una carga correspondiente a 90kN, y los segundos, cuando se registró una flecha en el centro del espécimen de 140mm.
- El ensayo se dio por concluido después del colapso de los especímenes.

## C.5. Resultados

Los resultados de los ensayos realizados en vigas de hormigón armado reforzadas a flexión con *TRM* se obtuvieron según las siguientes consideraciones:

- Todas las vigas ensayadas fallaron a flexión en el tramo comprendido entre los dos puntos de aplicación de la carga (Figura C.23a). En el caso de las vigas reforzadas, la aparición de fisuras en el mortero del *TRM* fue seguida por la propagación de las mismas a través del hormigón hasta la posición de la fibra neutra. Posteriormente, se produjo la plastificación del armado inferior y del armado de piel, así como el alargamiento del tejido del *TRM*. El fallo estructural empezó a producirse cuando rompieron a tracción el armado inferior y el armado de piel. Finalmente, la rotura del tejido del *TRM* y el aplastamiento del hormigón a compresión provocaron el colapso definitivo de las vigas (Figura C.23b). En ninguno de los casos se observó un despegue del refuerzo en las interfaces hormigón-mortero o mortero-tejido.



a)

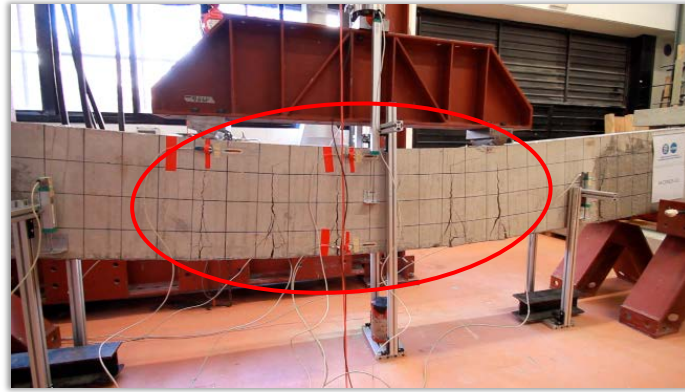


b)

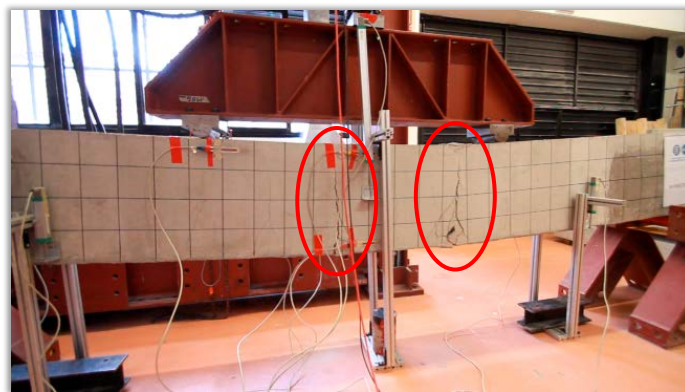
**Figura C.23 Colapso de las vigas M: a) fallo del espécimen, b) detalle de la sección colapsada.**

- En el proceso de carga de las vigas se observaron tres patrones de fisuración diferentes:
  - Aparición y apertura de múltiples fisuras, aproximadamente equidistantes, con desarrollo de la fisura principal a flexión al final del proceso de carga (Figura C.24a).
  - Desarrollo de múltiples fisuras con apertura limitada. Apertura a etapas intermedias del proceso de carga de dos fisuras principales a flexión destacadas del resto, coincidiendo una de ellas con la sección de la viga donde se produjo el colapso (Figura C.24b).

- Desarrollo de múltiples fisuras con apertura limitada. Apertura a etapas intermedias del proceso de carga de la fisura principal a flexión donde se produjo el fallo del espécimen (Figura C.24c).



a)



b)



c)

**Figura C.24 Patrones de fisuración obtenidos en los ensayos de vigas M reforzadas a flexión con *TRM*: a) fisuración múltiple y apertura de todas las fisuras, b) fisuración múltiple y apertura de dos fisuras principales, c) fisuración múltiple y apertura de una fisura principal.**

- El momento último resistido ( $M_{u,exp}$ ) y el momento desarrollado en la transición entre las fases lineal y no lineal ( $M_{y,exp}$ ) se obtuvieron de la suma de los momentos ejercidos por las distintas cargas aplicadas, según la Ec. C.1 y la Ec. C.2, respectivamente:

$$M_{u,exp} = M_{u,act} + M_{rep} + M_{pp} \quad C.1$$

$$M_{y,exp} = M_{y,act} + M_{rep} + M_{pp} \quad C.2$$

Donde  $M_{u,act}$  es el momento último ejercido por la carga aplicada por el actuador,  $M_{y,act}$  es el momento desarrollado en la transición entre las fases elástica y plástica ejercido por la carga aplicada por el actuador,  $M_{rep}$  es el momento ejercido por el peso de la viga de reparto (1,30kNm) y  $M_{pp}$  es el momento ejercido por el peso propio del espécimen ensayado que, suponiendo un valor constante entre los dos puntos de aplicación de la carga, equivale a 5,00kNm.

En cuanto al momento último y al momento desarrollado en la transición entre las fases lineal y no lineal ejercidos por la carga aplicada por el actuador ( $M_{u,act}$  y  $M_{el,act}$ , respectivamente), estos se obtuvieron de la siguiente forma (Ec. C.3 y Ec. C.4):

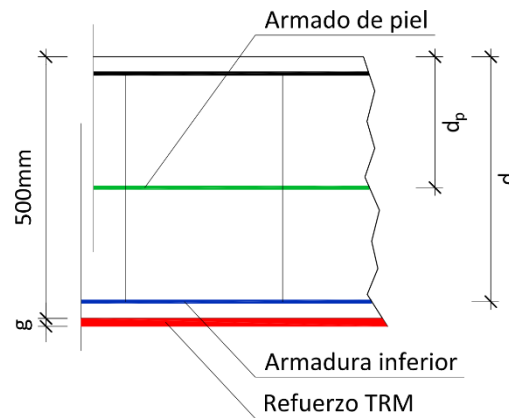
$$M_{u,act} = a \frac{F_{max}}{2} \quad C.3$$

$$M_{y,act} = a \frac{F_y}{2} \quad C.4$$

Donde  $a$  es la distancia entre el soporte y el punto de aplicación de la carga más cercano (Figura C.10),  $F_{max}$  es la carga máxima registrada y  $F_y$  es la fuerza registrada en el punto de transición lineal-no lineal de la curva fuerza respecto flecha.

- La flecha última ( $\delta_{u,exp}$ ) y la flecha desarrollada en la transición entre las fases lineal y no lineal ( $\delta_{y,exp}$ ) se obtuvieron registrando el desplazamiento vertical de la sección central de la viga cuando se alcanzaron el momento último resistido ( $M_{u,exp}$ ) y el momento de transición lineal-no lineal ( $M_{y,exp}$ ), respectivamente.
- Las distancias reales entre la cara superior y el centro del armado inferior ( $d$ ) y el centro del armado de piel ( $d_p$ ), de acuerdo con el esquema mostrado en la Figura C.25.
- El espesor medio del refuerzo a flexión TRM ( $g$ ) (Figura C.25) y el número de mechones del tejido correspondiente ( $n_m$ ) en la sección donde se produjo el colapso.





**Figura C.25 Dimensiones registradas después del colapso de las vigas M.**

- La densidad de fisuras ( $\rho_{fis}$ ) determina el número de fisuras a flexión propagadas hasta la fibra neutra antes del colapso del espécimen respecto la distancia entre los dos puntos de aplicación de la carga (1,4m).
- La pre-fisuración de las vigas debido al desmoldeo, transporte o acopio de las mismas.

A continuación se muestran los resultados de cada uno de los ensayos de forma individualizada.

### C.5.1. M-CONTROL

La viga M-CONTROL fue el único espécimen ensayado sin la aplicación de refuerzo *TRM*. La Tabla C.2 resume los resultados obtenidos en el ensayo realizado en fecha 11/03/2013 (Figura C.26).



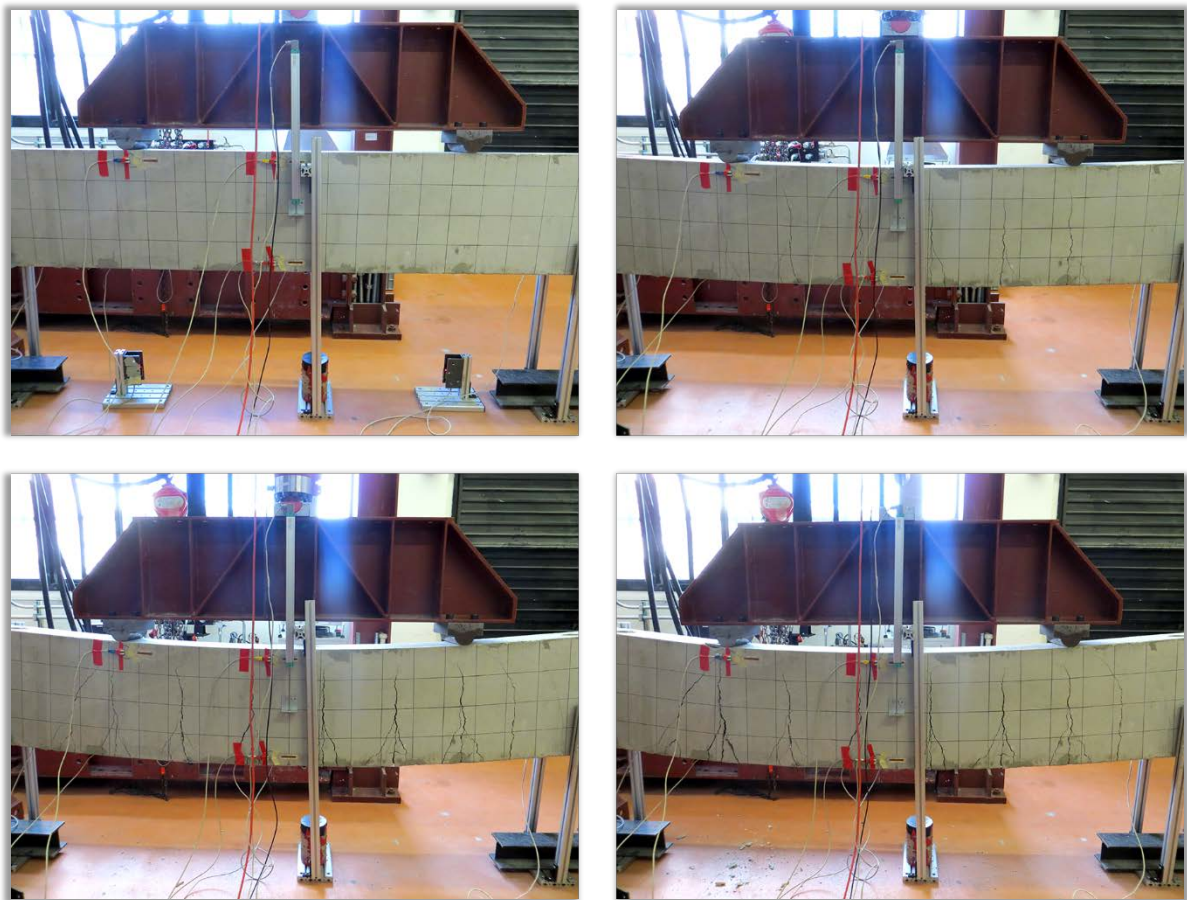
**Figura C.26 Ensayo de la viga M-CONTROL.**



<b>M-CONTROL</b>	
Patrón de fisuración	A
Momento flector último resistido ( $M_{u,exp}$ ) (kN)	67,89
Momento flector transición lineal-no lineal ( $M_{y,exp}$ ) (kN)	48,66
Flecha última ( $\delta_{u,exp}$ ) (mm)	135,08
Flecha transición lineal-no lineal ( $\delta_{y,exp}$ ) (mm)	10,05
Canto útil del armado inferior ( $d$ ) (mm)	450
Canto útil del armado de piel ( $d_p$ ) (mm)	250
Espesor del TRM ( $g$ ) (mm)	-
Número de mechones del tejido ( $n_m$ )	-
Densidad de fisuras ( $\rho_{fis}$ ) (fisuras/m)	6,43
Pre-fisurada	No

**Tabla C.2 Resultados del ensayo de la viga M-CONTROL.**

La Figura C.27 muestra el proceso de fisuración y rotura de la viga M-CONTROL durante el ensayo. En ella se puede observar como las fisuras aparecieron de forma aproximadamente equidistante en el tramo de flexión constante y se propagaron hasta alcanzar la fibra neutra fisurada  $x_{fis}$ . El patrón de fisuración coincidió notablemente con la posición de los estribos de la armadura instalada en la viga.

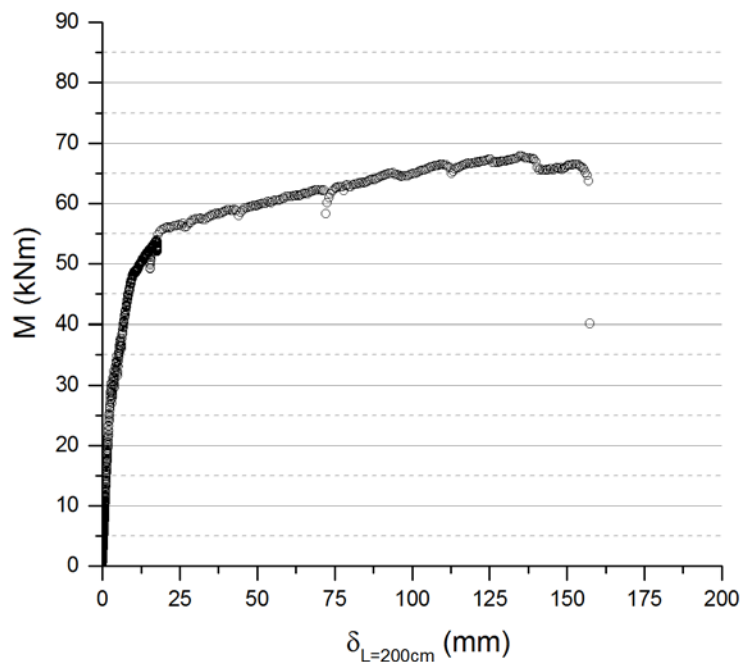


**Figura C.27 Proceso de fisuración y rotura de la viga M-CONTROL.**

A medida que se incrementó la carga, todas las fisuras se abrieron con un elevado grado de uniformidad hasta instantes antes del colapso, cuando una de ellas incrementó la velocidad de apertura, convirtiéndose

en la sección donde rompió la viga. En esta misma sección, instantes antes del colapso, se observó un efecto local de aplastamiento de la cabeza de compresiones en el hormigón.

La respuesta mecánica del espécimen M-CONTROL se puede diferenciar en tres tramos: a) tramo lineal elástico hasta el momento de fisuración ( $M_{fis,exp}$ ); b) tramo lineal de la sección fisurada hasta la plastificación del armado longitudinal inferior ( $M_{y,exp}$ ); y c) tramo no-lineal hasta rotura. En la Figura C.28 representa el momento flector respecto el desplazamiento vertical de la sección de la viga. En ella se puede observar estos tres tramos claramente definidos, donde  $M_{fis,exp}$  y  $M_{y,exp}$  toman por valor 29,87kNm y 48,66kNm, respectivamente. En el tramo no-lineal, la viga es capaz de aumentar su capacidad portante hasta, aproximadamente, el instante del colapso.



**Figura C.28 Relación momento flector-flecha de la sección central de la viga M-CONTROL.**

La Figura C.29 muestra la deformada del espécimen para diferentes cargas aplicadas. En ella se puede observar como, para cargas de baja magnitud, la deformada de la viga sufrió cierto grado de asimetría. Esta singularidad se fue corrigiendo a medida que se incrementó la carga, pero sin alcanzar una simetría completa en la deformada del espécimen.

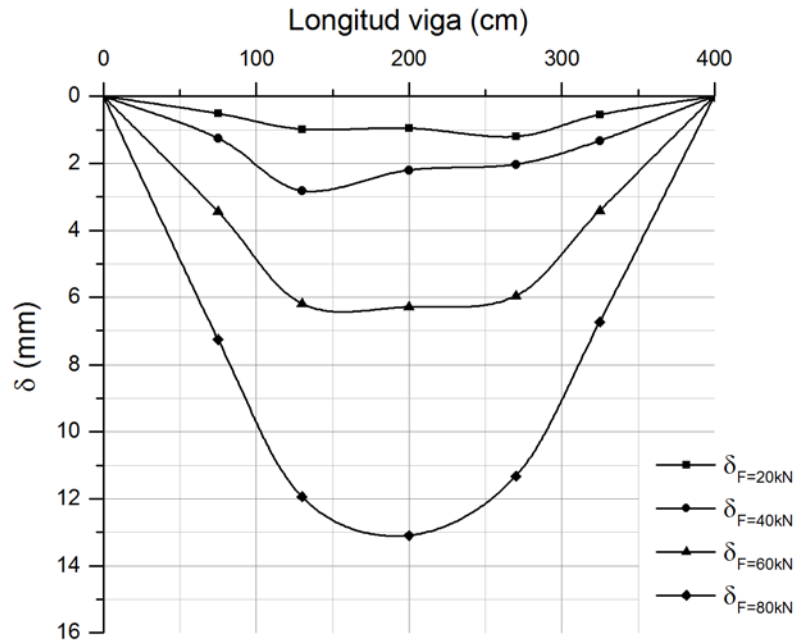


Figura C.29 Deformada de la viga M-CONTROL.

La evolución de las deformaciones de la sección central de la viga en la etapa elástica del proceso de carga (Figura C.30) muestra un comportamiento mecánico que se aproxima a la hipótesis de Bernouilli de deformación plana de las caras. Se observa que las lecturas de la galga extensométrica GE4 no quedan perfectamente alineadas con las rectas que forman los datos registrados por GE6 y GE7. Esto puede ser debido a una cierta distorsión en las lecturas causada por el hecho que los sensores fueron instalados en diferentes planos de la sección. A pesar de ello, la evolución de los planos de deformación de la sección tiende a ser aproximadamente constante.

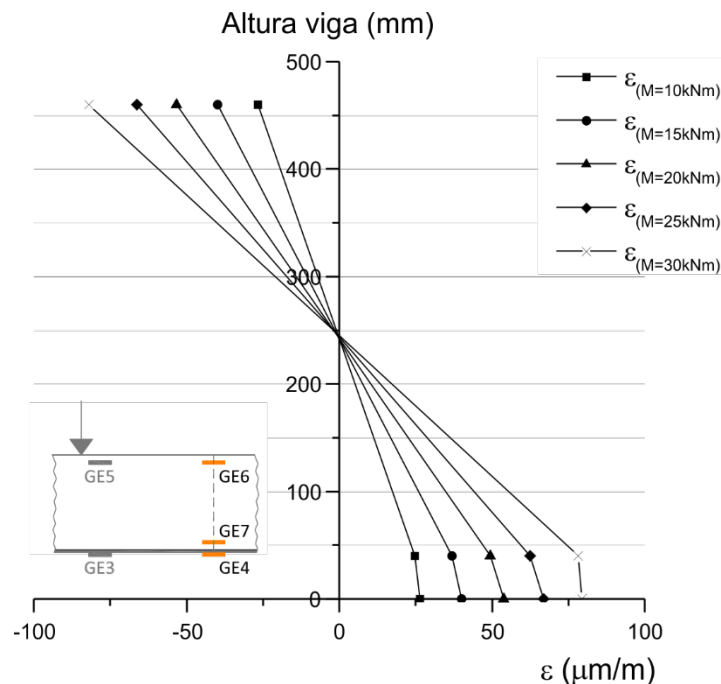


Figura C.30 Deformaciones en la sección central de la viga M-CONTROL previas a la fisuración (compresión negativa).

La Figura C.31 muestra diferentes estados de deformación de la fibra más traccionada de la viga en función de la carga aplicada. Tal y como se ha comentado con anterioridad, se instrumentó solo media viga con el objetivo de economizar la monitorización del ensayo. En el gráfico se puede observar como, para estadios iniciales de carga, las deformaciones en la fibra más traccionada crecieron a medida que la lectura analizada se acercaba al centro de la sección. Al aumentar la carga aplicada, esta tendencia se mantuvo hasta que empezó el proceso de fisuración en la viga. A partir de este instante, para una misma carga, las curvas de deformación a lo largo del espécimen presentan un cambio de morfología caracterizado por el hecho que las galgas extensométricas GE3 y GE4 registraron valores de deformación inferiores a los de la galga extensométrica GE2. Este comportamiento indica que la progresiva apertura de las fisuras hizo que las deformaciones de la fibra más traccionada del hormigón, en el ámbito comprendido entre los dos puntos de aplicación de la carga, disminuyeran.

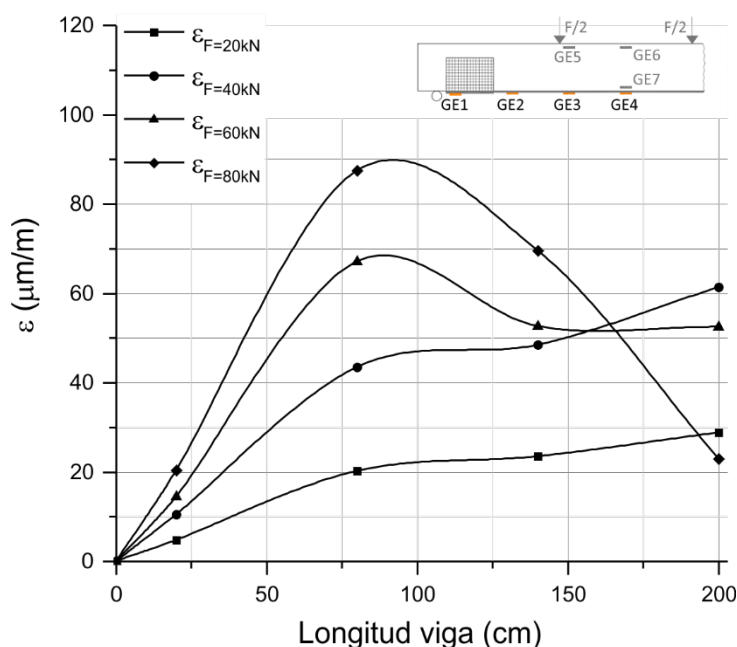


Figura C.31 Deformaciones en la fibra más traccionada de la viga M-CONTROL.

Las deformaciones en la cabeza de compresiones del hormigón se analizaron mediante la lectura de dos galgas extensométricas, una instalada cerca del punto de aplicación de la carga (GE5) y la otra en la sección central del espécimen (GE6). En la Figura C.32 se relacionan la fuerza aplicada con las deformaciones asociadas a tensiones de compresión registradas por las galgas GE5 (Figura C.32a) y GE6 (Figura C.32b). Ambos gráficos presentan un comportamiento similar, en los que se pueden diferenciar los tramos de carga elástico-lineal (hasta 50kN), lineal después de la fisuración (hasta 80kN) y no lineal, en el que el proceso de apertura de las fisuras condiciona el correcto funcionamiento de las galgas extensométricas.

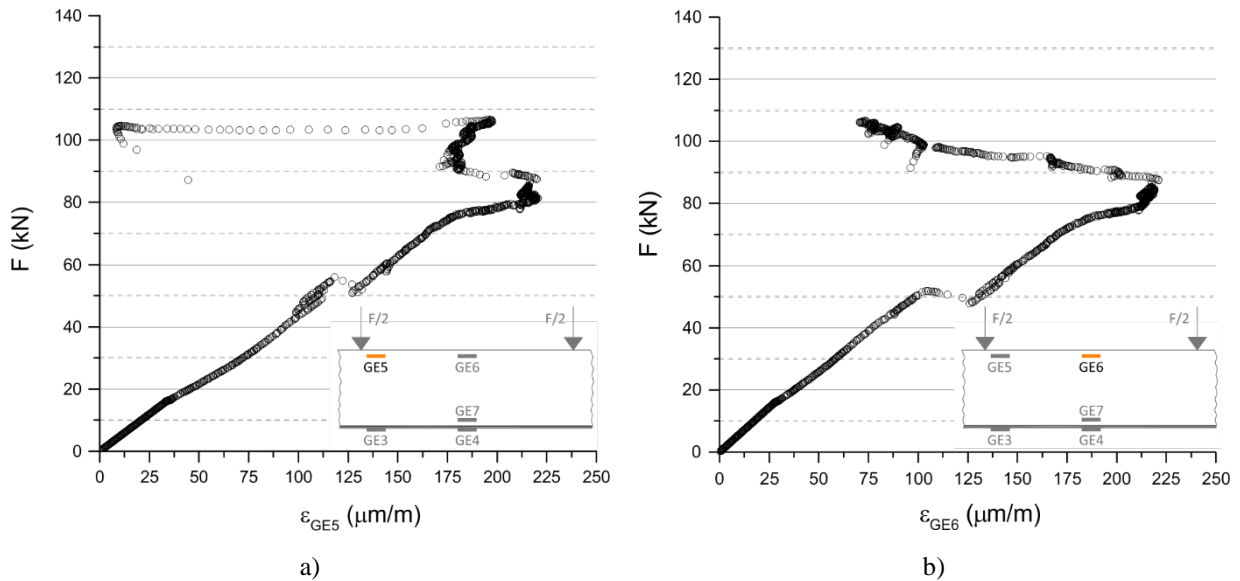


Figura C.32 Relación carga-deformación asociada a tensiones de compresión de la viga M-CONTROL: a) galga extensométrica GE5, b) galga extensométrica GE6.

### C.5.2. M-A4R3-01

La viga M-A4R3-01 fue una de las vigas ensayadas previamente reforzadas con tejidos de acero de baja densidad de cordones. La Tabla C.3 resume los resultados obtenidos en el ensayo realizado en fecha 20/03/2013 (Figura C.33). En ella se puede observar que el espécimen alcanzó valores de momento último ( $M_{u,exp}$ ) y momento de transición lineal-no lineal ( $M_{y,exp}$ ) superiores a los de la viga sin reforzar. Sin embargo, la viga M-A4R3-01 registró una flecha última significativamente inferior a la de la viga de control, desarrollando en este caso una rotura con un comportamiento más frágil. Por otro lado, la densidad de fisuras que alcanzaron la fibra neutra fue inferior a la registrada por la viga M-CONTROL, con lo que se puede afirmar que la actuación del refuerzo tuvo un efecto de confinamiento.



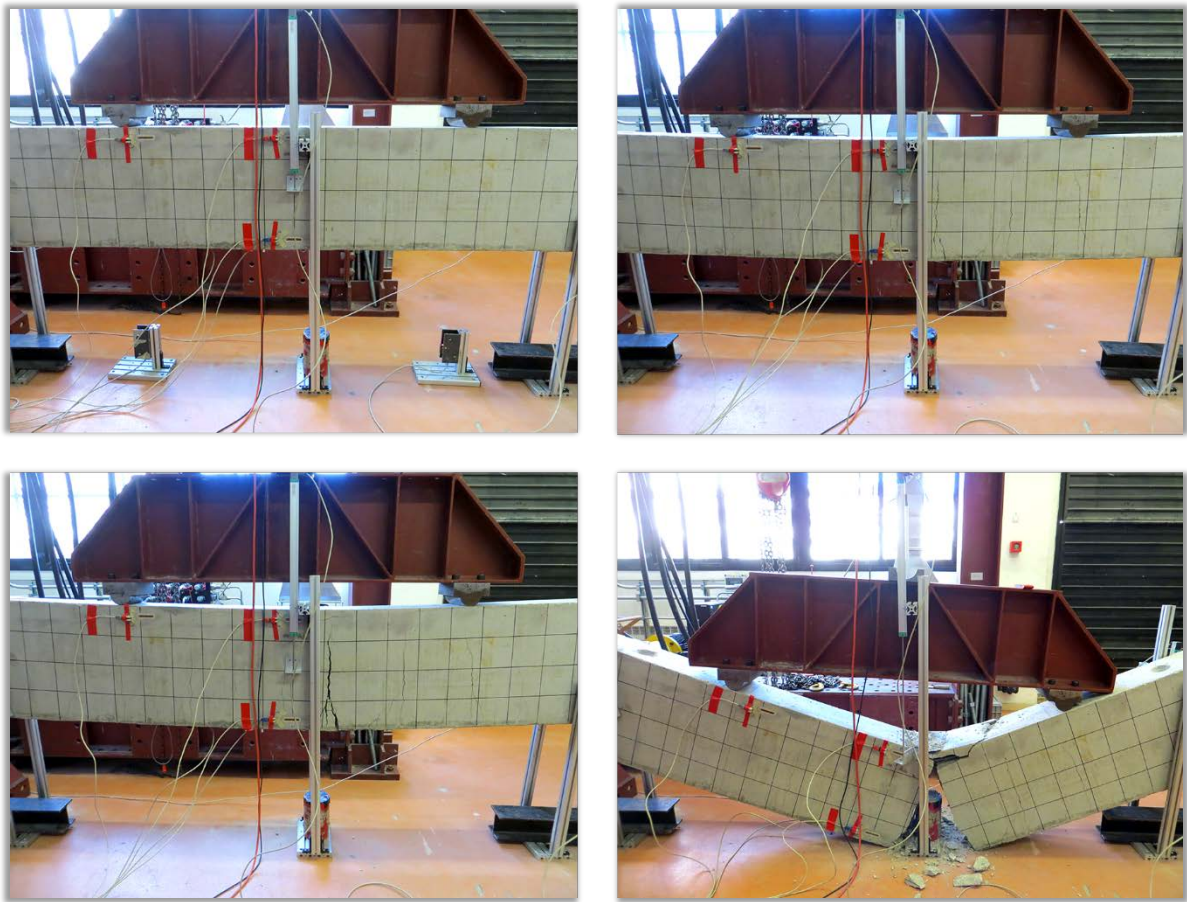
Figura C.33 Ensayo de la viga M-A4R3-01.



<i>M-A4R3-01</i>	
Patrón de fisuración	C
Momento flector último resistido ( $M_{u,exp}$ ) (kN)	80,43
Momento flector transición lineal-no lineal ( $M_{y,exp}$ ) (kN)	70,56
Flecha última ( $\delta_{u,exp}$ ) (mm)	46,52
Flecha transición lineal-no lineal ( $\delta_{y,exp}$ ) (mm)	24,58
Canto útil del armado inferior ( $d$ ) (mm)	455
Canto útil del armado de piel ( $d_p$ ) (mm)	260
Espesor del TRM ( $g$ ) (mm)	5,33
Número de mechones del tejido ( $n_m$ )	30
Densidad de fisuras ( $\rho_{fis}$ ) (fisuras/m)	3,57
Pre-fisurada	No

**Tabla C.3 Resultados del ensayo de la viga M-A4R3-01.**

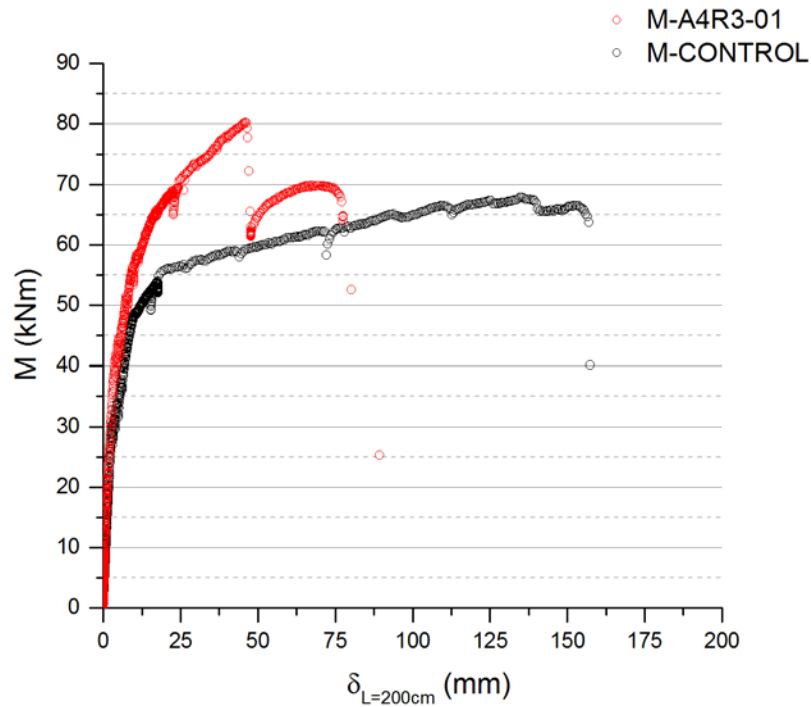
La fisuración en el proceso de carga de la viga M-A4R3-01 fue diferente al de la viga de control, siendo la densidad, propagación y apertura de las fisuras significativamente menor en el espécimen reforzado. Solo hasta alcanzar etapas de carga avanzadas, se definió una fisura a flexión principal donde se originó el colapso definitivo de la viga (Figura C.34).



**Figura C.34 Proceso de fisuración y rotura de la viga M-A4R3-01.**

Analizando la relación del momento flector en el centro de la viga respecto la flecha, se puede observar como en el espécimen reforzado se incrementó el tramo lineal después de la fisuración, alcanzando un

momento de transición lineal-no lineal ( $M_{y,exp}$ ) significativamente superior al de la viga de control (Figura C.35). A diferencia de la viga M-CONTROL, el espécimen M-A4R3-01 registró el máximo momento resistido a un nivel de flecha notablemente inferior (46,52mm). En este instante se produjo la rotura del armado inferior de la viga, siendo el tejido del *TRM* y el armado de piel los encargados de resistir las tracciones hasta el colapso definitivo de la viga.



**Figura C.35 Relación momento flector-flecha de la sección central de las vigas M-A4R3-01 y M-CONTROL.**

En cuanto a la deformada del espécimen (Figura C.36), se puede observar que la viga reforzada presentó valores de flecha significativamente inferiores a los obtenidos por el espécimen M-CONTROL. Este hecho indica que el *TRM* aplicado fue capaz de incrementar de forma notable la rigidez a flexión de la viga reforzada.

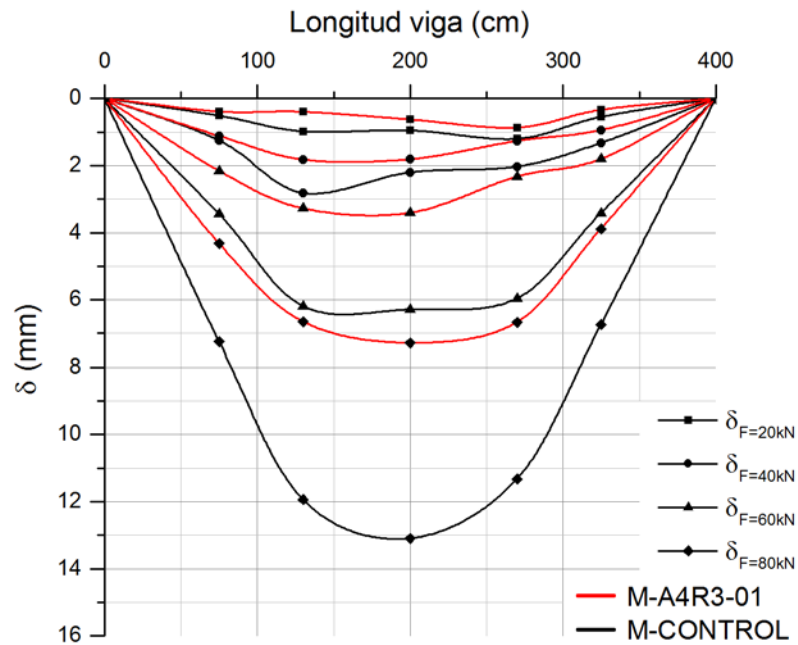


Figura C.36 Deformada de las vigas M-A4R3-01 y M-CONTROL.

La evolución del campo de deformaciones en la sección central de la viga M-A4R3-01 previo a la fisuración, muestra un comportamiento similar a la de la viga sin reforzar, coincidiendo en la misma posición la fibra neutra de ambas vigas (Figura C.37).

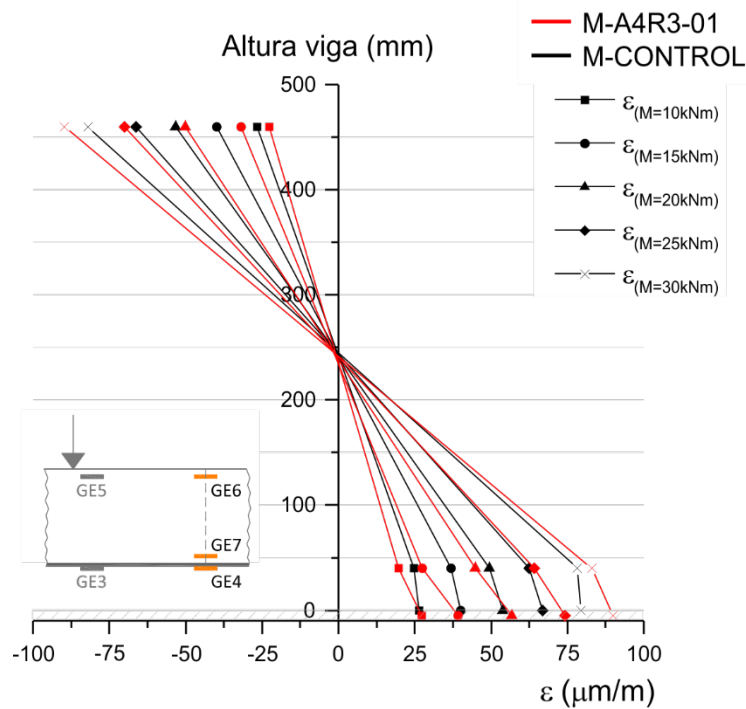


Figura C.37 Deformaciones en la sección central de las vigas M-A4R3-01 y M-CONTROL previas a la fisuración (compresión negativa).



En la Figura C.38 se constata que, para estadios iniciales de carga, las deformaciones en la fibra más traccionada de ambas vigas crecieron a medida que la lectura analizada se acercaba al centro de la sección. En el espécimen M-A4R3-01 esta tendencia se mantuvo para cargas de mayor magnitud, hecho que demuestra que el refuerzo retrasó la aparición de fisuras y atenuó la apertura de mismas en la viga.

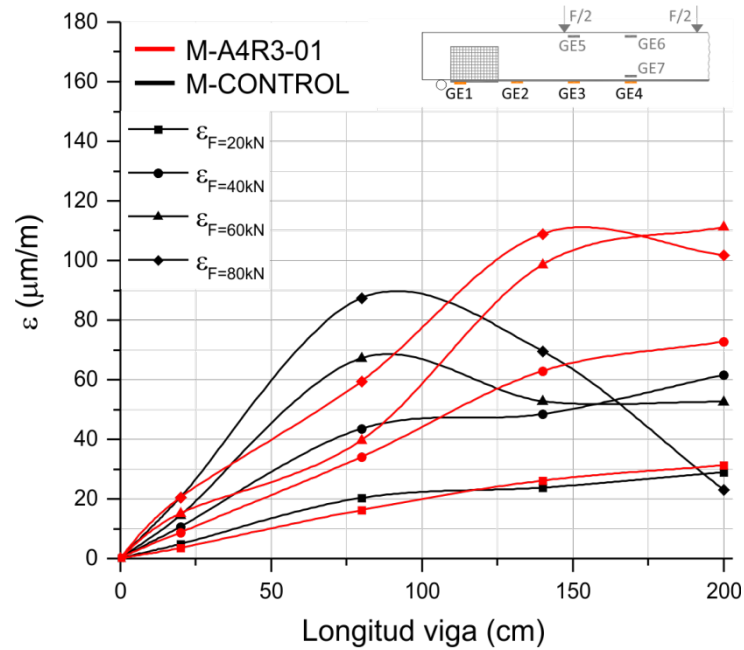


Figura C.38 Deformaciones en la fibra más traccionada de las vigas M-A4R3-01 y M-CONTROL.

En el caso de las deformaciones asociadas a tensiones de compresión, la viga reforzada desarrolló un comportamiento más lineal que la viga de control (Figura C.39). En ambas galgas analizadas (GE5 y GE6), la viga M-A4R3-01 alcanzó deformaciones mayores que su homóloga sin reforzar.

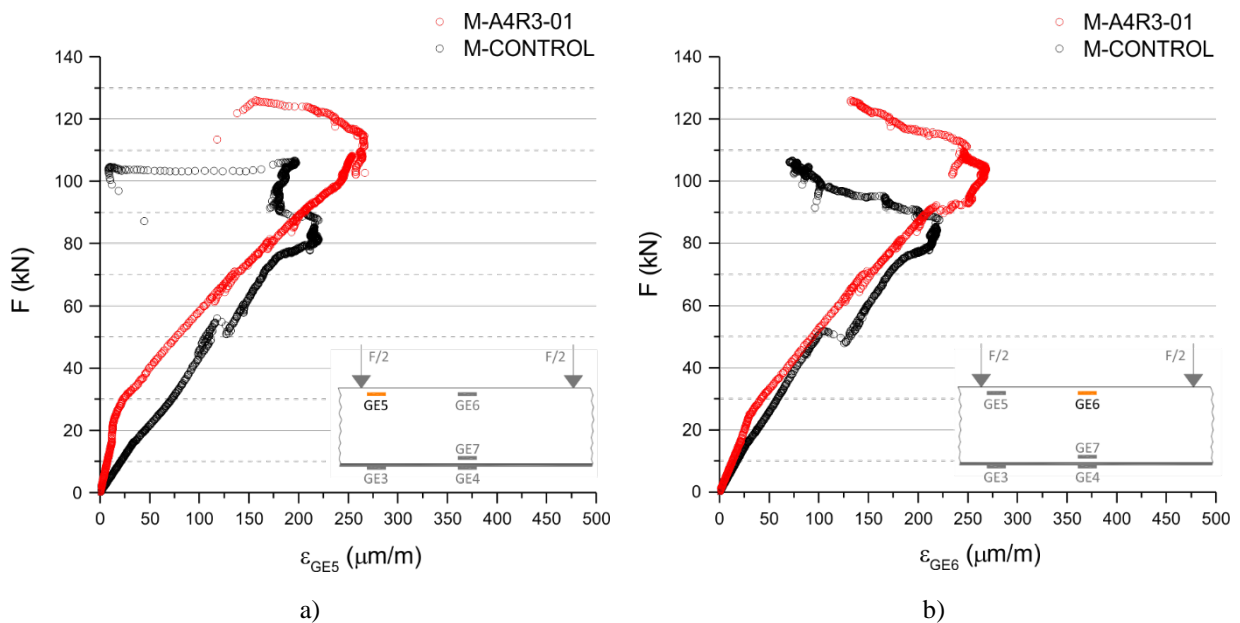


Figura C.39 Relación carga-deformación asociada a tensiones de compresión de las vigas M-A4R3-01 y M-CONTROL: a) galga extensométrica GE5, b) galga extensométrica GE6.

### C.5.3. M-A4R3-02

La viga M-A4R3-02 fue la segunda viga ensayada previamente reforzada con tejidos de acero de baja densidad de cordones. La Tabla C.4 resume los resultados obtenidos en el ensayo realizado en fecha 29/04/2013 (Figura C.40). Esta viga desarrolló un comportamiento mecánico similar a la viga M-A4R3-01, alcanzando valores de momento último ( $M_{u,exp}$ ) y momento de transición lineal-no lineal ( $M_{y,exp}$ ) superiores a los de la viga sin reforzar.

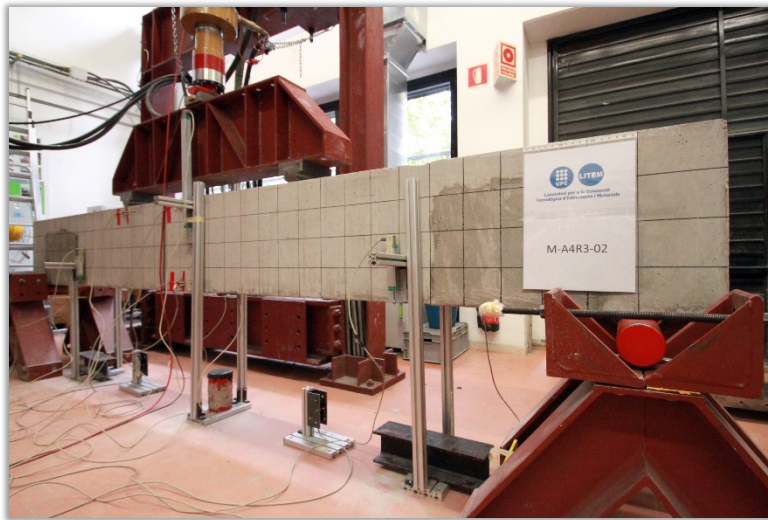


Figura C.40 Ensayo de la viga M-A4R3-02.

<i>M-A4R3-02</i>	
Patrón de fisuración	C
Momento flector último resistido ( $M_{u,exp}$ ) (kN)	83,77
Momento flector transición lineal-no lineal ( $M_{y,exp}$ ) (kN)	68,73
Flecha última ( $\delta_{u,exp}$ ) (mm)	46,43
Flecha transición lineal-no lineal ( $\delta_{y,exp}$ ) (mm)	21,07
Canto útil del armado inferior ( $d$ ) (mm)	456
Canto útil del armado de piel ( $d_p$ ) (mm)	255
Espesor del TRM ( $g$ ) (mm)	7,20
Número de mechones del tejido ( $n_m$ )	30
Densidad de fisuras ( $\rho_{fis}$ ) (fisuras/m)	4,29
Pre-fisurada	Sí

Tabla C.4 Resultados del ensayo de la viga M-A4R3-02.

Cabe destacar que el espécimen M-A4R3-02 fue una de las vigas fisuradas durante el proceso de transporte y/o acopio de las mismas (Figura C.41). Comparando los datos obtenidos con los de la viga M-A4R1-01 (Tabla C.3 y Tabla C.4) se puede observar que esta circunstancia no influyó de forma significativa en los resultados experimentales registrados. De todas formas, es reseñable que los valores obtenidos en la transición lineal-no lineal de la viga M-A4R1-02, *i.e.* momento flector y flecha, fueron inferiores a los obtenidos en la viga M-A4R1-01.



**Figura C.41 Fisuras aparecidas durante el transporte y/o acopio de la viga M-A4R3-02.**

El proceso de fisuración de la viga reforzada fue más delimitado que el desarrollado por M-CONTROL (Figura C.42). Solo hasta que se alcanzaron niveles de carga cercanos a la carga de rotura se definió la fisura principal a flexión por donde colapsó la viga.

En cuanto a la relación entre el momento flector y la flecha registrados en el centro de la viga, se puede observar que el comportamiento desplegado por este espécimen es análogo al de la viga M-A4R3-01 (Figura C.43 y Figura C.35): incremento del tramo lineal después de la fisuración y desarrollo de la resistencia última a flexión a niveles de flecha significativamente inferiores.

En referencia a la deformada de la viga, esta presenta valores de desplazamiento vertical inferiores a las de la viga M-CONTROL (Figura C.44). Este hecho confirma el incremento de rigidez que proporciona este tipo de refuerzo *TRM*, más aun si se tiene en consideración que la rigidez a flexión de la viga M-A4R3-02 fue la propia a la de una sección fisurada desde el inicio del ensayo.



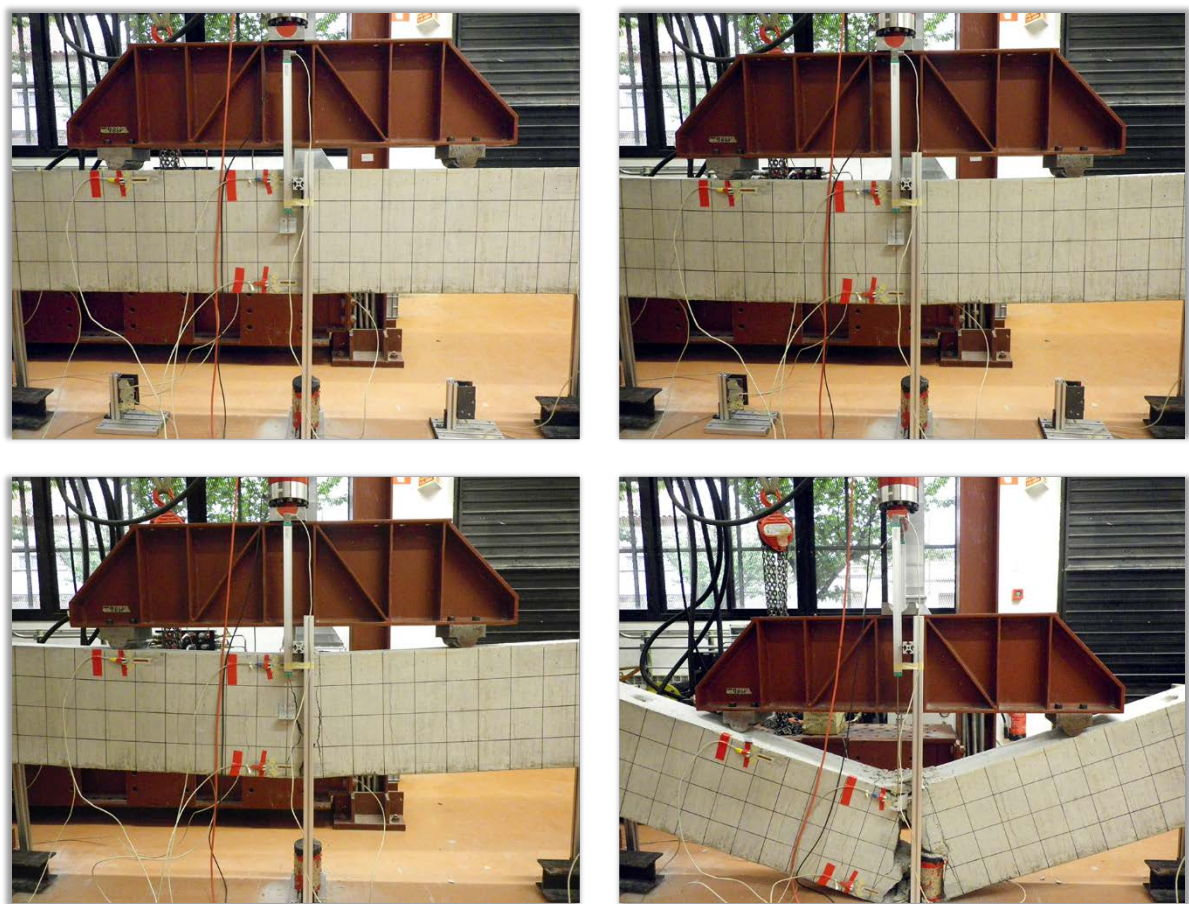


Figura C.42 Proceso de fisuración y rotura de la viga M-A4R3-02.

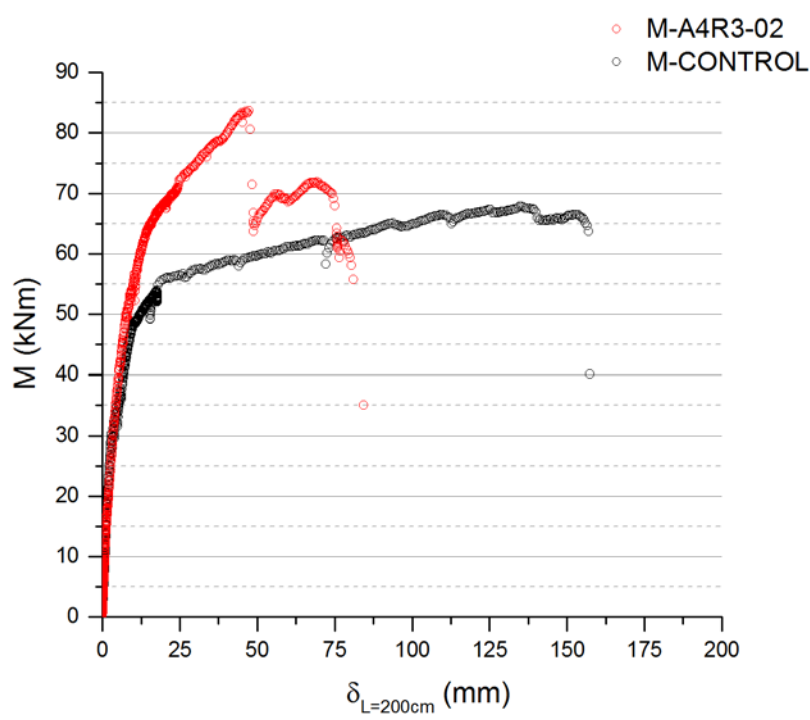


Figura C.43 Relación momento flector-flecha de la sección central de las vigas M-A4R3-02 y M-CONTROL.

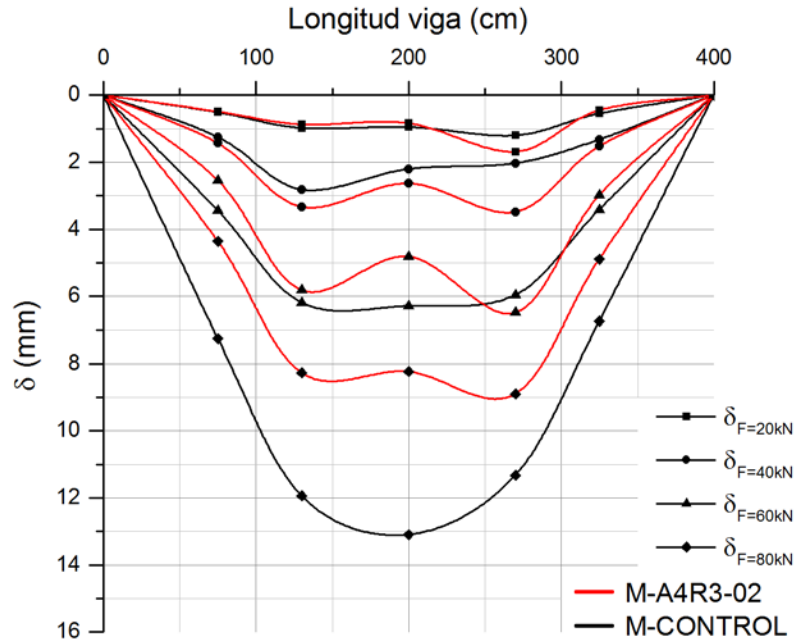


Figura C.44 Deformada de las vigas M-A4R3-02 y M-CONTROL.

La Figura C.45 muestra los planos de deformación de la sección central de las vigas M-A4R3-02 y M-CONTROL en etapas de carga previas a la fisuración. Se puede observar como la fibra neutra de la viga reforzada descendió progresivamente a medida que la flexión aumentó. Como consecuencia, las deformaciones asociadas a tensiones de compresión fueron superiores a las obtenidas en la viga sin reforzar. Este fenómeno se explica por el hecho que el espécimen M-A4R3-02 sufrió una fisuración previa a la aplicación de carga en el ensayo.

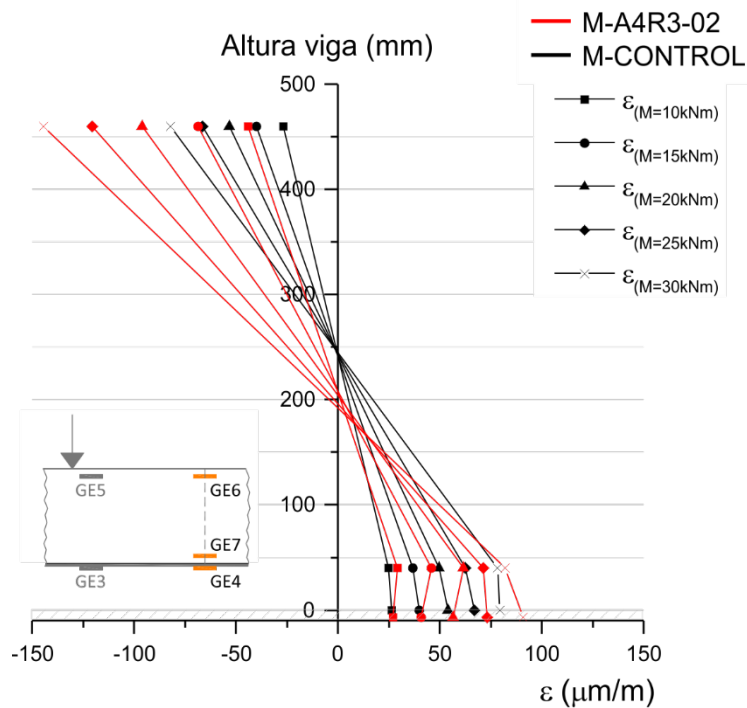


Figura C.45 Deformaciones en la sección central de las vigas M-A4R3-02 y M-CONTROL previas a la fisuración (compresión negativa).

En cuanto a las deformaciones en la superficie del *TRM*, se confirma que este tipo de refuerzo fue capaz de controlar la apertura de las fisuras, retrasando los procesos de relajación en la fibra más traccionada de la viga (Figura C.46).

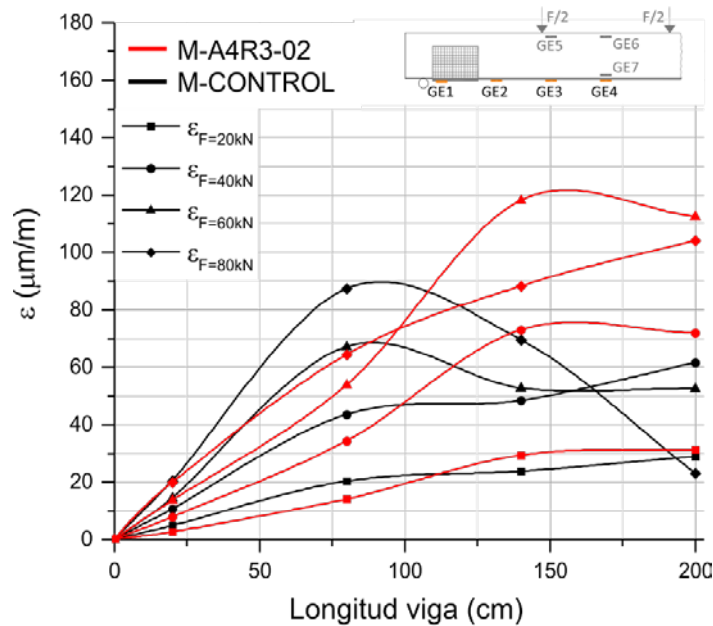


Figura C.46 Deformaciones en la fibra más traccionada de las vigas M-A4R3-02 y M-CONTROL.

Por último, en el caso de las deformaciones asociadas a tensiones de compresión, se puede observar que, tanto en la Figura C.47a como en la Figura C.47b, la relación entre la carga y la deformación tuvo un mayor grado de linealidad en el caso del espécimen reforzado. En cambio, estas curvas presentaron una pendiente inferior a la desarrollada por la viga de control. Ambos fenómenos fueron debidos a la pre-fisuración existente en la viga M-A4R3-02 previa al ensayo.

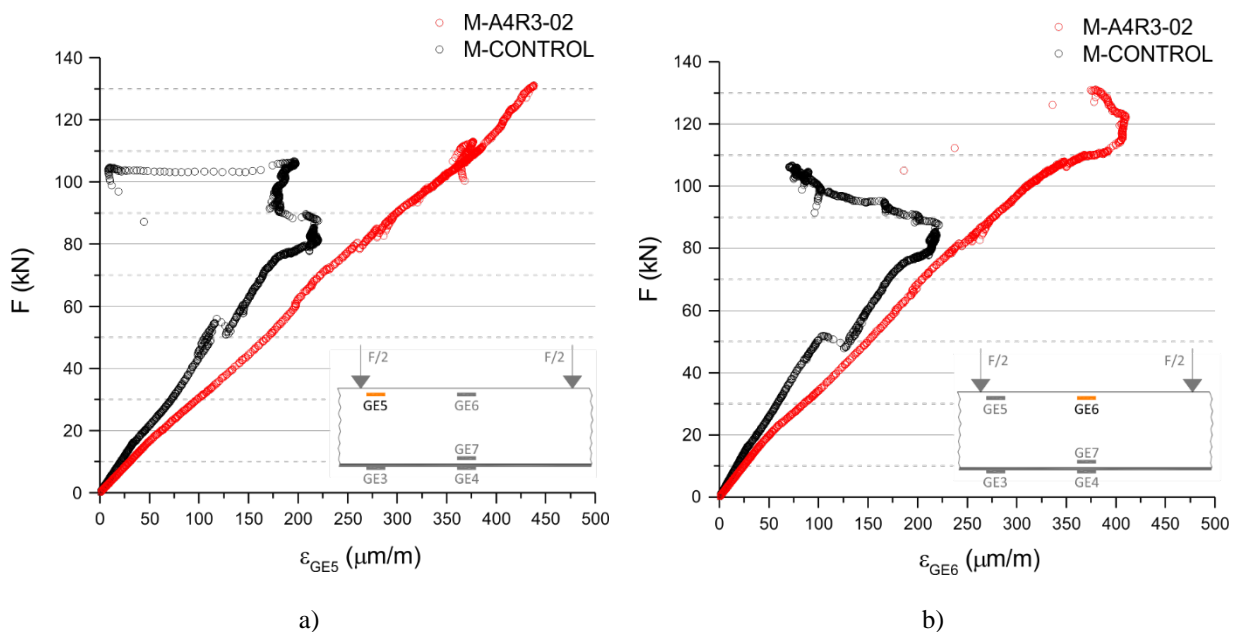


Figura C.47 Relación carga-deformación asociada a tensiones de compresión de las vigas M-A4R3-02 y M-CONTROL: a) galga extensométrica GE5, b) galga extensométrica GE6.

**C.5.4. M-BR3-01**

La viga M-BR3-01 fue una de las vigas ensayadas previamente reforzadas con tejidos de fibras de basalto. La Tabla C.5 resume los resultados obtenidos en el ensayo realizado en fecha 08/04/2013 (Figura C.48). Se puede observar que el espécimen alcanzó valores de momento último ( $M_{u,exp}$ ) y momento de transición lineal-no lineal ( $M_{y,exp}$ ) superiores a los de la viga sin reforzar. La densidad de fisuras que alcanzaron la fibra neutra también fue menor a la registrada por la viga sin reforzar.

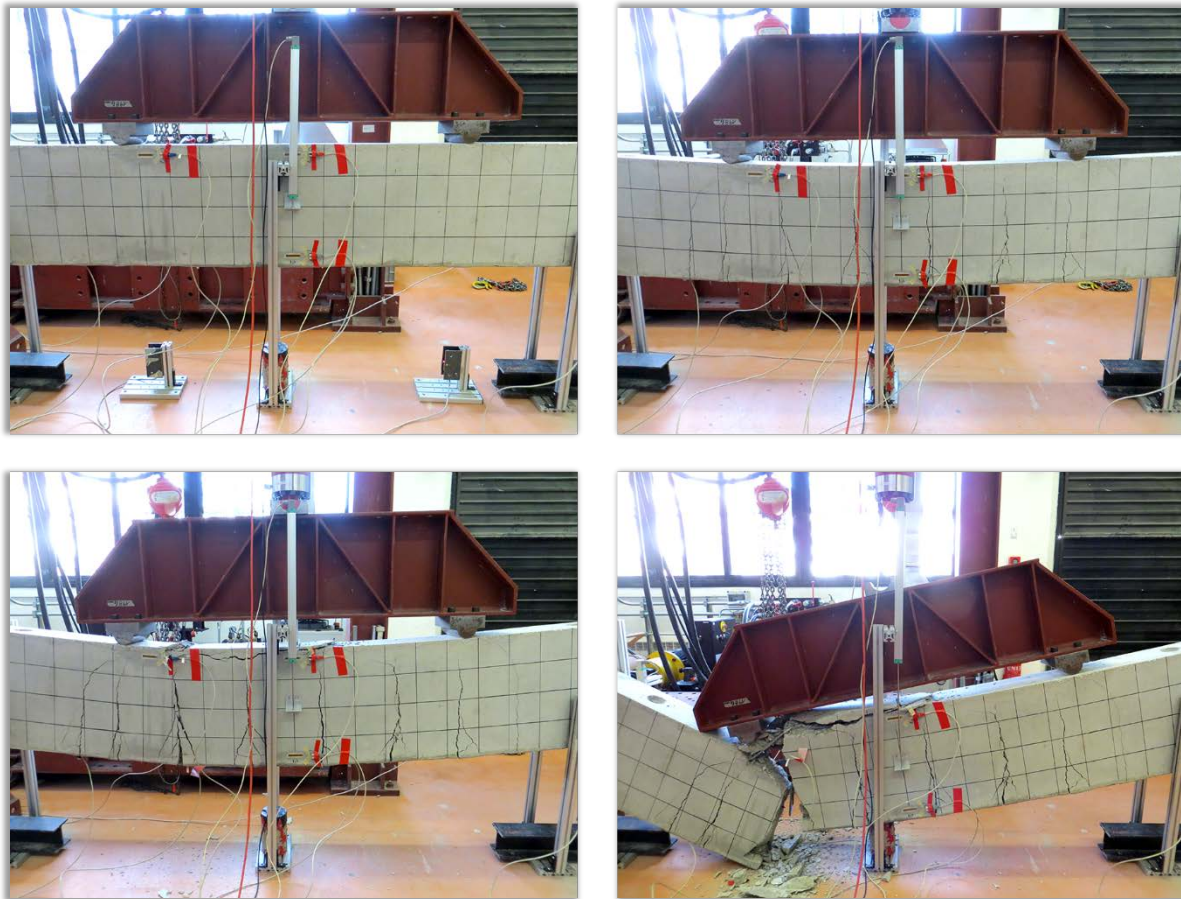
**Figura C.48 Ensayo de la viga M-BR3-01.**

<b><i>M-BR3-01</i></b>	
Patrón de fisuración	A
Momento flector último resistido ( $M_{u,exp}$ ) (kN)	77,72
Momento flector transición lineal-no lineal ( $M_{y,exp}$ ) (kN)	59,32
Flecha última ( $\delta_{u,exp}$ ) (mm)	122,99
Flecha transición lineal-no lineal ( $\delta_{y,exp}$ ) (mm)	14,43
Canto útil del armado inferior ( $d$ ) (mm)	450
Canto útil del armado de piel ( $d_p$ ) (mm)	250
Espesor del TRM ( $g$ ) (mm)	8,37
Número de mechones del tejido ( $n_m$ )	13
Densidad de fisuras ( $\rho_{fis}$ ) (fisuras/m)	5,71
Pre-fisurada	No

**Tabla C.5 Resultados del ensayo de la viga M-BR3-01.**

La Figura C.49 muestra el proceso de fisuración y rotura de la viga M-BR3-01 durante el ensayo. En ella se puede observar como las fisuras aparecieron de forma aproximadamente equidistante en el tramo de flexión constante, coincidiendo con la disposición de los estribos. Estas se propagaron hasta alcanzar la fibra neutra fisurada  $x_{fis}$  y se fueron abriendo progresivamente. A cargas cercanas a las de rotura, una de las fisuras aumentó la velocidad de apertura, convirtiéndose en la fisura principal a flexión por donde colapsó el espécimen.





**Figura C.49** Proceso de fisuración y rotura de la viga M-BR3-01.

Analizando la relación del momento flector en el centro de la viga respecto a la flecha se puede observar como el tramo lineal después de la fisuración de la viga M-BR3-01 fue mayor al de la viga sin reforzar (Figura C.50). En el tramo plástico no lineal, el espécimen reforzado desarrolló un comportamiento dúctil similar al de la viga de control.

La deformada del espécimen reforzado presentó una clara asimetría desde el principio del proceso de carga (Figura C.51). De todos modos, se puede observar que la flecha de la viga M-BR3-01 fue significativamente menor que la registrada por el espécimen M-CONTROL.

En cuanto a la evolución de las deformaciones de la sección central de la viga en la etapa elástica del proceso de carga (Figura C.52), para diferentes momentos flectores aplicados en la sección, la fibra neutra de la viga M-BR3-01 restó invariante, coincidiendo exactamente con la posición de la del espécimen sin reforzar. En cambio, los valores de deformación registrados por las galgas instaladas en la viga reforzada fueron inferiores a los desarrollados por la viga de control.



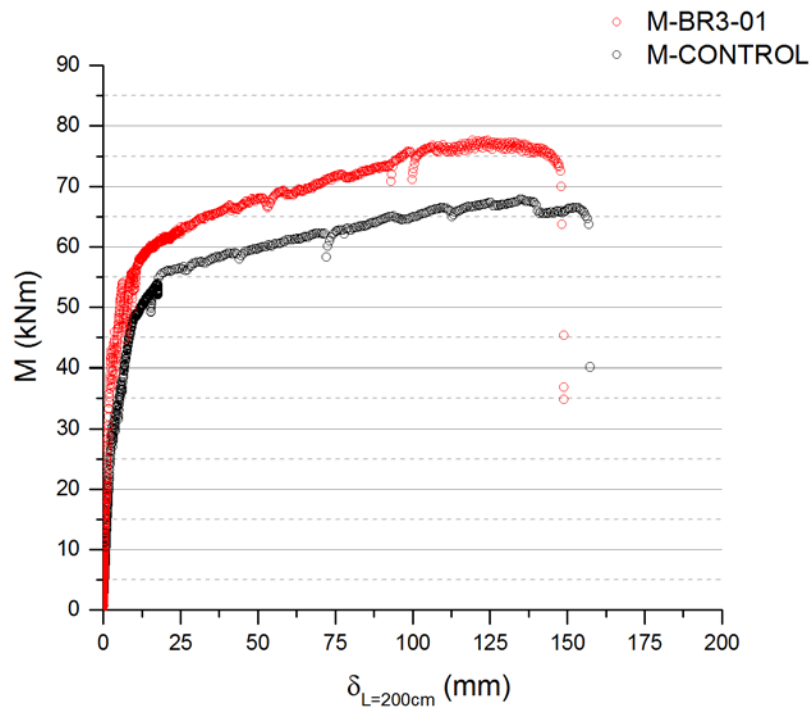


Figura C.50 Relación momento flector-flecha de la sección central de las vigas M-BR3-01 y M-CONTROL.

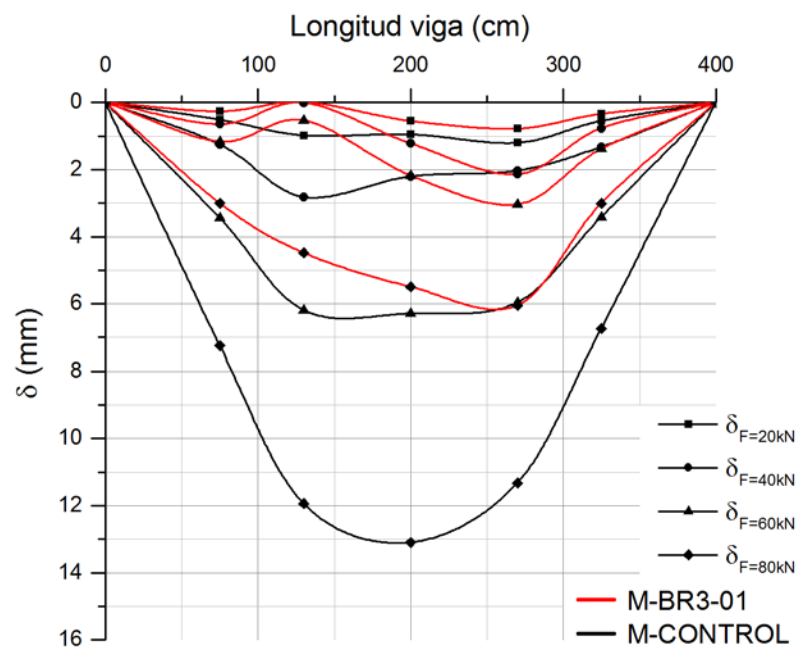


Figura C.51 Deformada de las vigas M-BR3-01 y M-CONTROL.

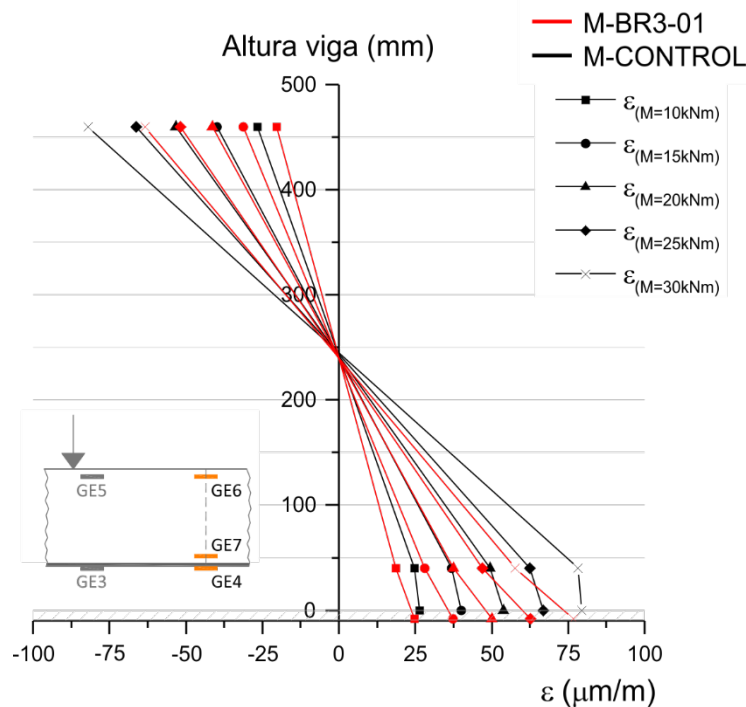


Figura C.52 Deformaciones en la sección central de las vigas M-BR3-01 y M-CONTROL previas a la fisuración (compresión negativa).

La Figura C.53 muestra diferentes estados de deformación de la fibra más traccionada de las vigas M-BR3-01 y M-CONTROL en función de la carga aplicada. En ella se puede observar que, para estadios iniciales de carga, las deformaciones en la fibra más traccionada de ambas vigas crecieron a medida que la lectura analizada se acercaba al centro de la sección. En el espécimen M-BR3-01 esta tendencia se mantuvo hasta una carga aplicada comprendida entre 60kN y 80kN.

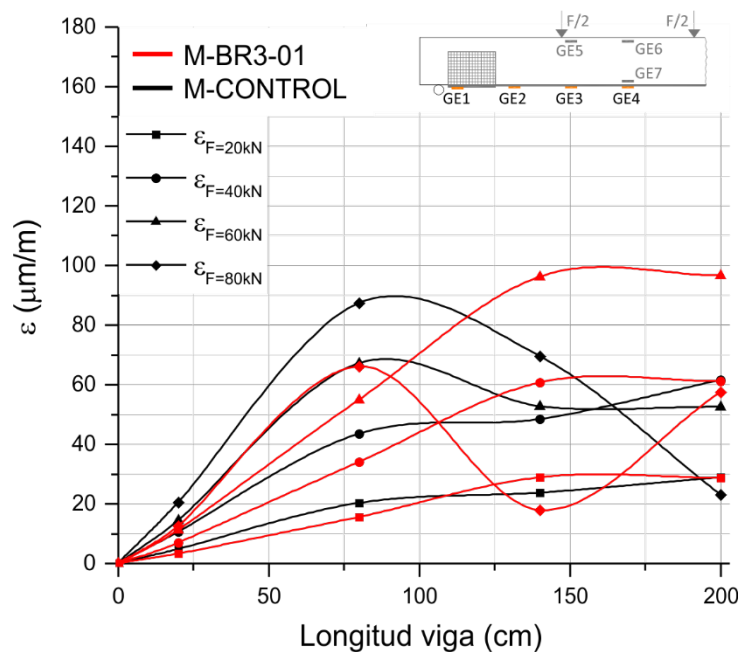


Figura C.53 Deformaciones en la fibra más traccionada de las vigas M-BR3-01 y M-CONTROL.

En el caso de las deformaciones asociadas a tensiones de compresión, la viga reforzada se comportó de forma similar a la viga de control, desarrollando curvas fuerza-deformación con una mayor pendiente en los tramos lineales (Figura C.54). En ambas galgas analizadas (GE5 y GE6), la viga M-BR3-01 alcanzó deformaciones mayores que su homóloga sin reforzar.

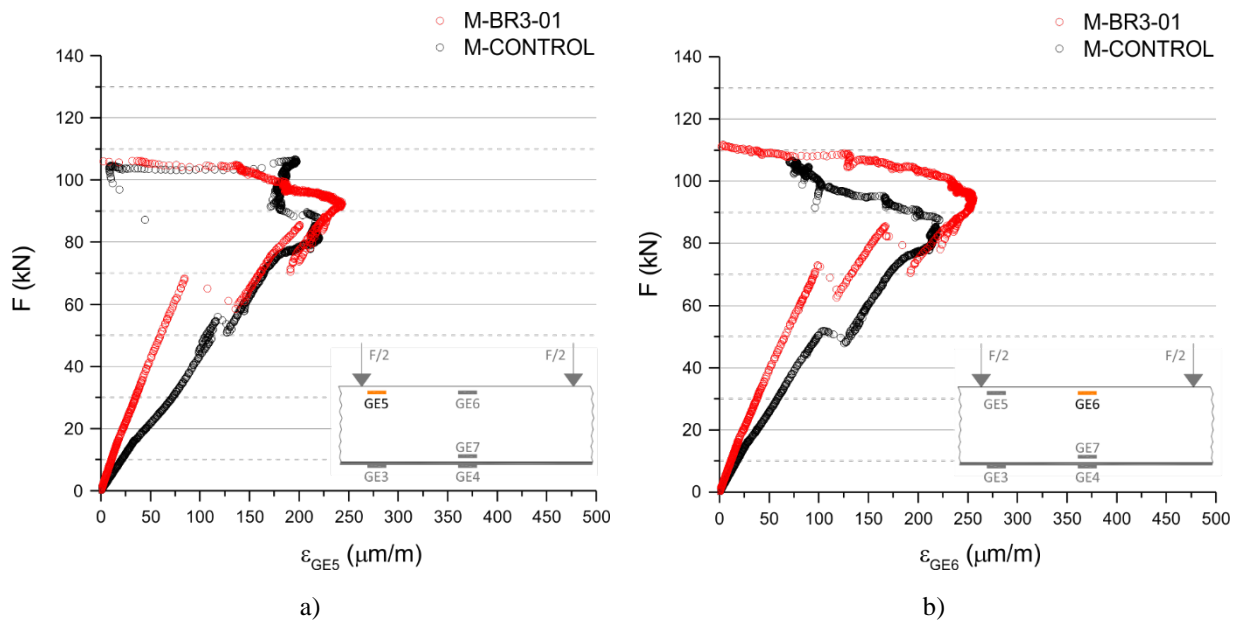


Figura C.54 Relación carga-deformación asociada a tensiones de compresión de las vigas M-BR3-01 y M-CONTROL: a) galga extensométrica GE5, b) galga extensométrica GE6.

### C.5.5. M-BR3-02

La viga M-BR3-02 fue la segunda viga ensayada previamente reforzada con tejidos de fibras de basalto. La Tabla C.6 resume los resultados obtenidos en el ensayo realizado en fecha 16/04/2013 (Figura C.55).

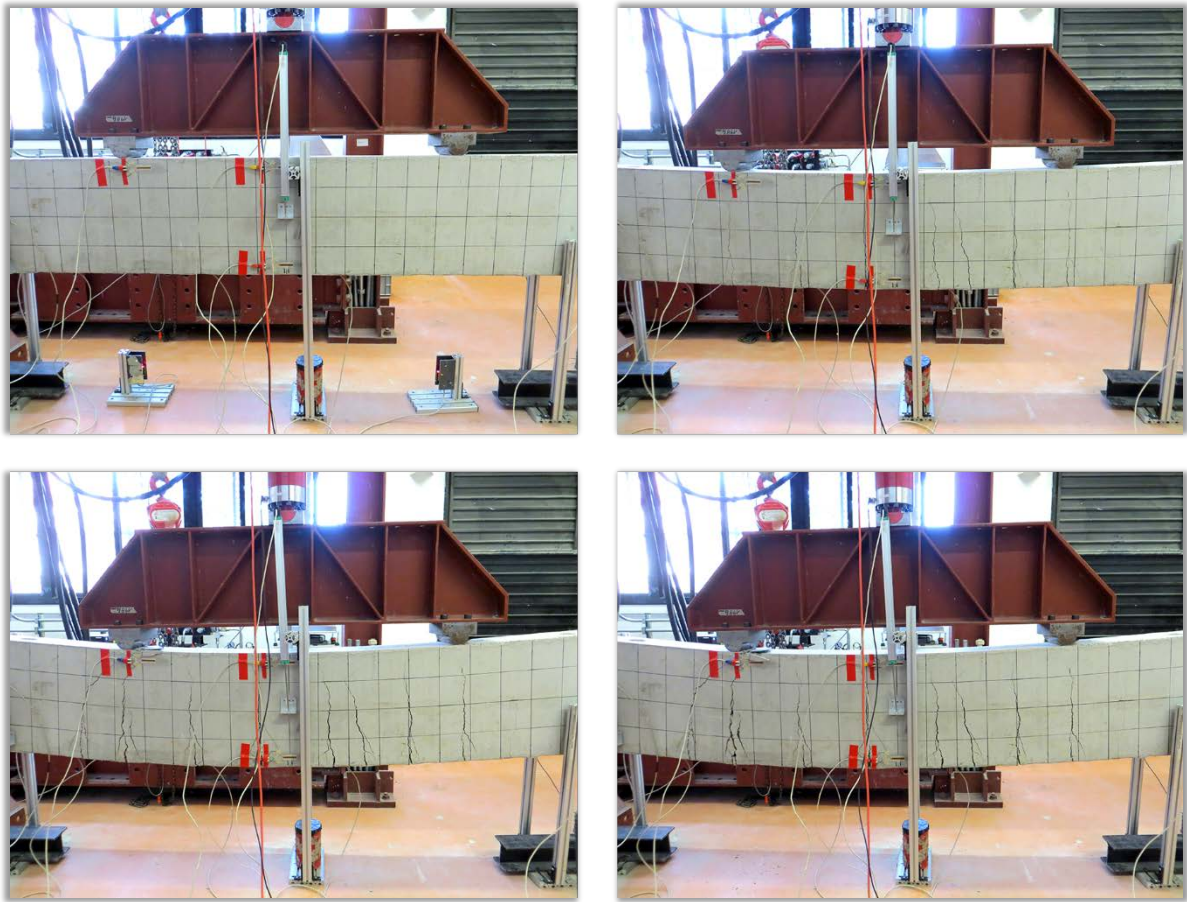


Figura C.55 Ensayo de la viga M-BR3-02.

<i>M-BR3-02</i>	
Patrón de fisuración	A
Momento flector último resistido ( $M_{u,exp}$ ) (kN)	72,37
Momento flector transición lineal-no lineal ( $M_{y,exp}$ ) (kN)	57,92
Flecha última ( $\delta_{u,exp}$ ) (mm)	118,56
Flecha transición lineal-no lineal ( $\delta_{y,exp}$ ) (mm)	15,76
Canto útil del armado inferior ( $d$ ) (mm)	454
Canto útil del armado de piel ( $d_p$ ) (mm)	255
Espesor del <i>TRM</i> ( $g$ ) (mm)	6,10
Número de mechones del tejido ( $n_m$ )	13
Densidad de fisuras ( $\rho_{fis}$ ) (fisuras/m)	5,71
Pre-fisurada	No

**Tabla C.6 Resultados del ensayo de la viga M-BR3-02.**

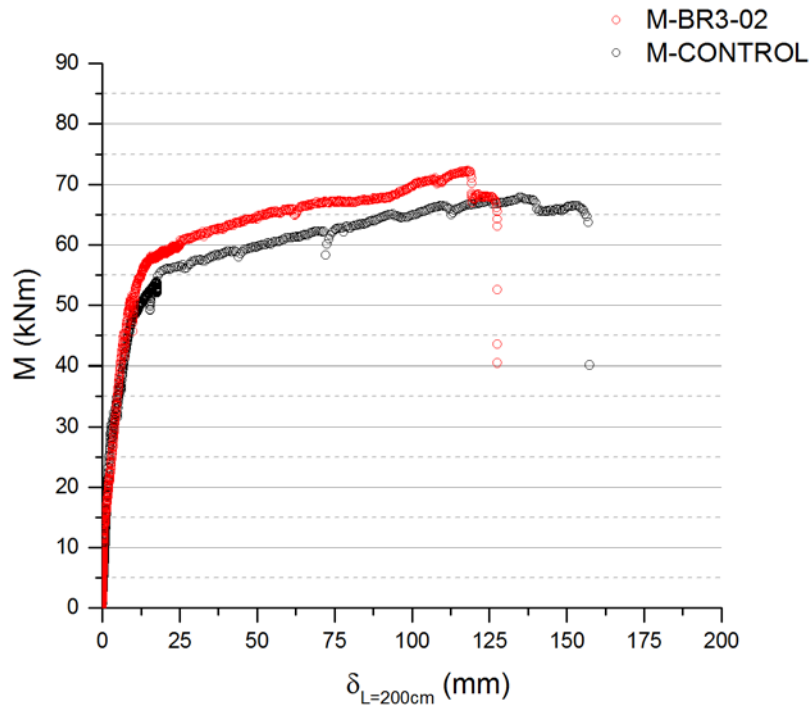
El espécimen M-BR3-02 alcanzó valores de momento último ( $M_{u,exp}$ ) y momento de transición lineal-no lineal ( $M_{y,exp}$ ) superiores a los de la viga sin reforzar, pero ligeramente inferiores a los alcanzados por la viga M-BR3-01. En cambio, el proceso de fisuración fue prácticamente el mismo al desarrollado por su homóloga reforzada con tejidos de fibras de basalto (Figura C.56).



**Figura C.56 Proceso de fisuración y rotura de la viga M-BR3-02.**

La Figura C.57 muestra la relación del momento flector en el centro de la viga respecto la flecha de las vigas M-BR3-02 y M-CONTROL. Analizando ambas curvas, se observa como el espécimen reforzado

logró incrementar ligeramente el tramo lineal después de la fisuración. En cambio, su comportamiento en el tramo no lineal fue similar al de la viga sin reforzar.



**Figura C.57 Relación momento flector-flecha de la sección central de las vigas M-BR3-02 y M-CONTROL.**

De forma similar a lo ocurrido en la viga M-BR3-01, la deformada del espécimen M-BR3-02 presentó una clara asimetría desde el principio del proceso de carga (Figura C.58), siendo los valores de flecha menores a los desarrollados por el espécimen M-CONTROL.

Analizando las deformaciones en la sección transversal central de la viga reforzada, se constata un comportamiento diferente al de la viga de control (Figura C.59). Se observa que para momentos flectores inferiores a 15kNm, las deformaciones registradas en la viga M-BR3-02 fueron anormalmente inferiores a las del espécimen M-CONTROL. Este fenómeno se normalizó al alcanzar una flexión de 25kNm. Por otro lado, las lecturas de la galga adherida al mortero del *TRM* (GE4) indican que la sección analizada no mantuvo la planeidad con el aumento de carga. Esto puede ser debido a que no existiera una adherencia perfecta entre el tejido y el mortero del refuerzo *TRM*, hecho que permitió un deslizamiento relativo entre la malla y la matriz.

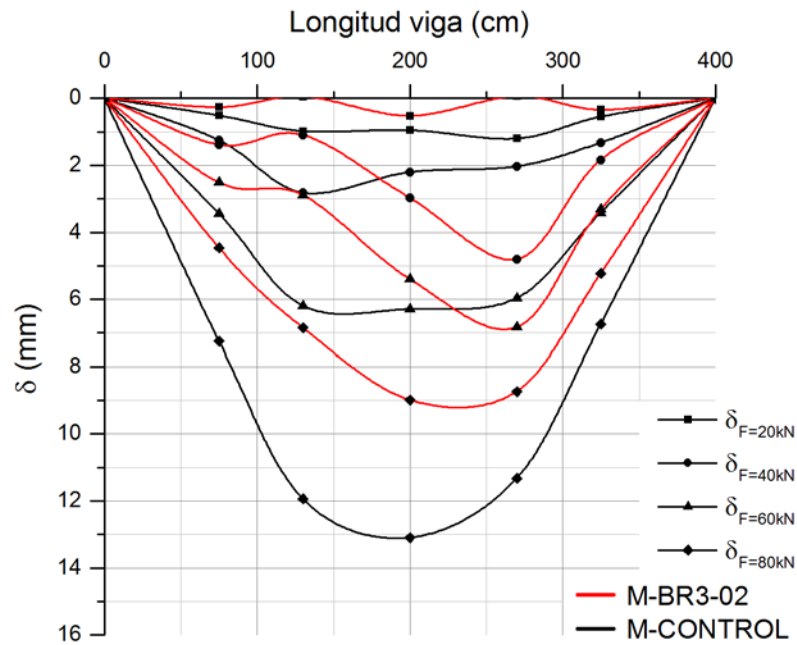


Figura C.58 Deformada de las vigas M-BR3-02 y M-CONTROL.

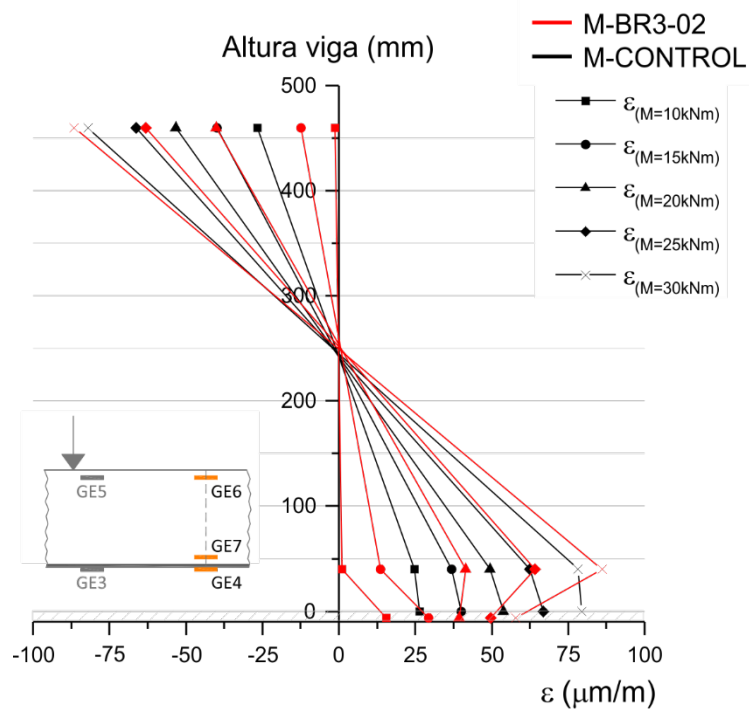
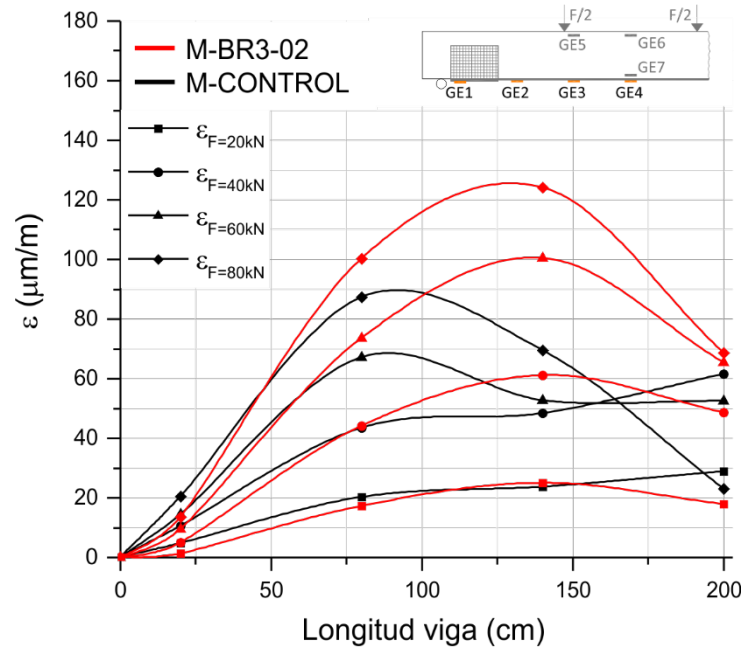


Figura C.59 Deformaciones en la sección central de las vigas M-BR3-02 y M-CONTROL previas a la fisuración (compresión negativa).

Referente al comportamiento de la fibra más traccionada, el espécimen M-BR3-02 mostró, desde etapas de carga tempranas, una distribución parabólica de las deformaciones a lo largo de la viga, siendo las lecturas registradas por la galga instalada en el centro del espécimen (GE4) inferiores a las registradas por

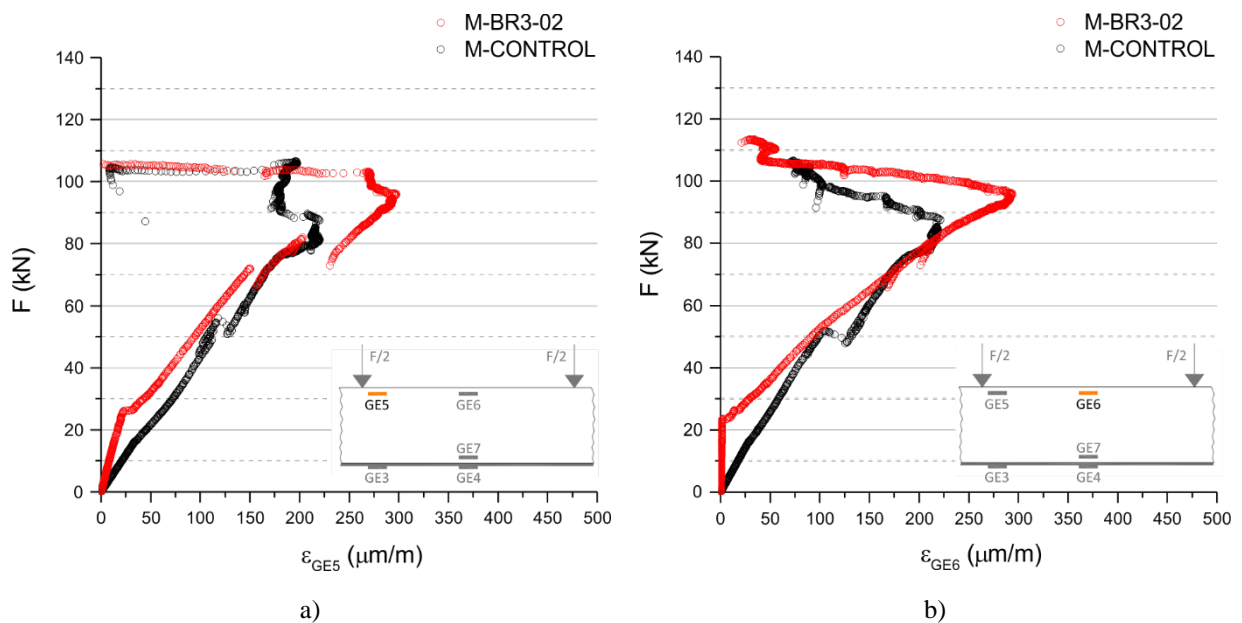


la galga instalada cerca del punto de aplicación de la carga (GE3) (Figura C.60). Este comportamiento se reprodujo de forma similar, pero menos acentuada, en la viga M-BR3-01 (Figura C.53).



**Figura C.60** Deformaciones en la fibra más traccionada de las vigas M-BR3-02 y M-CONTROL.

Las deformaciones registradas por las galgas GE5 y GE6 mostraron un comportamiento anómalo en la fase lineal comprendida entre los 0kN y los 25kN de carga aplicada (Figura C.61). Esta conducta se puede observar de forma clara en los datos registrados por la galga extensométrica GE6 (Figura C.61b), donde en el primer tramo de carga no registró deformación asociada a tensiones de compresión en la sección central de la viga.



**Figura C.61** Relación carga-deformación asociada a tensiones de compresión de las vigas M-BR3-02 y M-CONTROL: a) galga extensométrica GE5, b) galga extensométrica GE6.

### C.5.6. M-CXM25-01

La viga M-CXM25-01 fue una de las vigas ensayadas previamente reforzadas con tejidos de fibras de carbono. La Tabla C.7 resume los resultados obtenidos en el ensayo realizado en fecha 15/04/2013 (Figura C.62). Se puede observar que el espécimen alcanzó un valor momento de transición lineal-no lineal ( $M_{y,exp}$ ) superior al de la viga sin reforzar. En cambio, el momento último ( $M_{u,exp}$ ) de ambos especímenes fue similar, siendo el del espécimen M-CXM25-01 un 3,5% superior. Por otro lado, la cantidad de fisuras que alcanzaron la fibra neutra en la viga reforzada fue menor por la viga sin reforzar.



Figura C.62 Ensayo de la viga M-CXM25-01.

<i>M-CXM25-01</i>	
Patrón de fisuración	A
Momento flector último resistido ( $M_{u,exp}$ ) (kN)	70,28
Momento flector transición lineal-no lineal ( $M_{y,exp}$ ) (kN)	59,26
Flecha última ( $\delta_{u,exp}$ ) (mm)	117,78
Flecha transición lineal-no lineal ( $\delta_{y,exp}$ ) (mm)	16,36
Canto útil del armado inferior ( $d$ ) (mm)	452
Canto útil del armado de piel ( $d_p$ ) (mm)	252
Espesor del <i>TRM</i> ( $g$ ) (mm)	7,47
Número de mechones del tejido ( $n_m$ )	21
Densidad de fisuras ( $\rho_{fis}$ ) (fisuras/m)	4,29
Pre-fisurada	Sí

Tabla C.7 Resultados del ensayo de la viga M-CXM25-01.

Es importante reseñar que el espécimen M-CXM25-01 resultó dañado en la zona de agarre durante el proceso de desmoldeo (Figura C.63). En este caso se puede observar como el conjunto de las variables registradas en el ensayo fueron ligeramente inferiores a las obtenidas para la viga sin pre-fisurar reforzada con el mismo tipo de *TRM*, *i.e.* el espécimen M-CXM25-02 (Tabla C.7 y Tabla C.8). A pesar de la posible influencia de otros factores, la pre-fisuración de la viga M-CXM25-01 explica esta tendencia de los resultados.





**Figura C.63 Fisura aparecida durante el proceso de desmoldeo de la viga M-CXM25-01.**

La Figura C.64 muestra el proceso de fisuración y rotura de la viga M-CXM25-01 durante el ensayo. En ella se puede observar como las fisuras aparecieron de forma aproximadamente equidistante en el tramo de flexión constante, coincidiendo con la disposición de los estribos. Estas se propagaron hasta alcanzar la fibra neutra fisurada  $x_{fis}$  y se fueron abriendo progresivamente. A cargas cercanas a las de rotura, una de las fisuras aumentó la velocidad de apertura, convirtiéndose en la fisura principal a flexión por donde colapsó el espécimen.

La Figura C.65 muestra la relación del momento flector en el centro de la viga respecto la flecha de la viga reforzada y de la de control. Se puede observar como el tramo lineal después de la fisuración de la viga M-CXM25-01 fue mayor al de la viga sin reforzar, alcanzando un momento de transición lineal-no lineal ( $M_{y,exp}$ ) superior. A partir de la plastificación del armado inferior, el espécimen reforzado desarrolló un comportamiento dúctil similar al de la viga M-CONTROL.

La deformada del espécimen reforzado desarrolló un elevado comportamiento asimétrico a medida que la carga aplicada fue aumentando (Figura C.66). A diferencia de otros casos estudiados, los desplazamientos verticales en los diferentes puntos de la viga M-CXM25-01 no fueron inferiores a los registrados por la viga de control en cargas aplicadas iguales o inferiores a 60kN. Una vez alcanzada esta carga, la flecha desarrollada por la viga reforzada fue menor que la del espécimen M-CONTROL. Este hecho indica que el refuerzo no activó el efecto de confinamiento hasta cierto nivel de sollicitación.

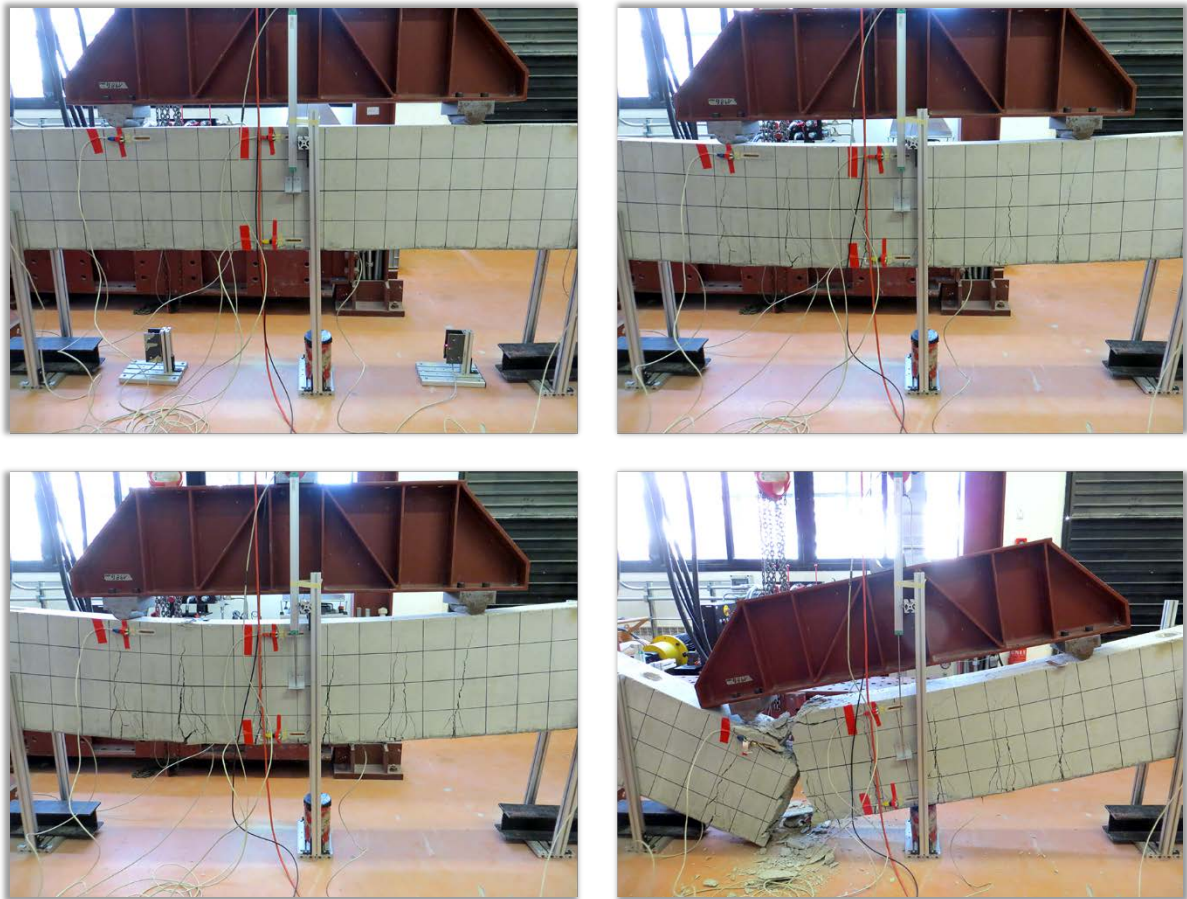


Figura C.64 Proceso de fisuración y rotura de la viga M-CXM25-01.

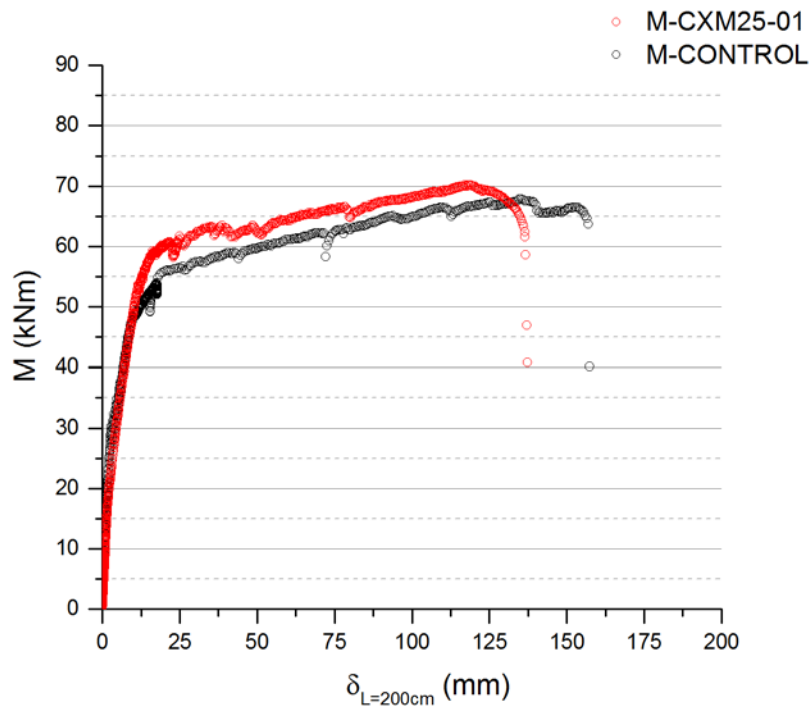


Figura C.65 Relación momento flector-flecha de la sección central de las vigas M-CXM25-01 y M-CONTROL.

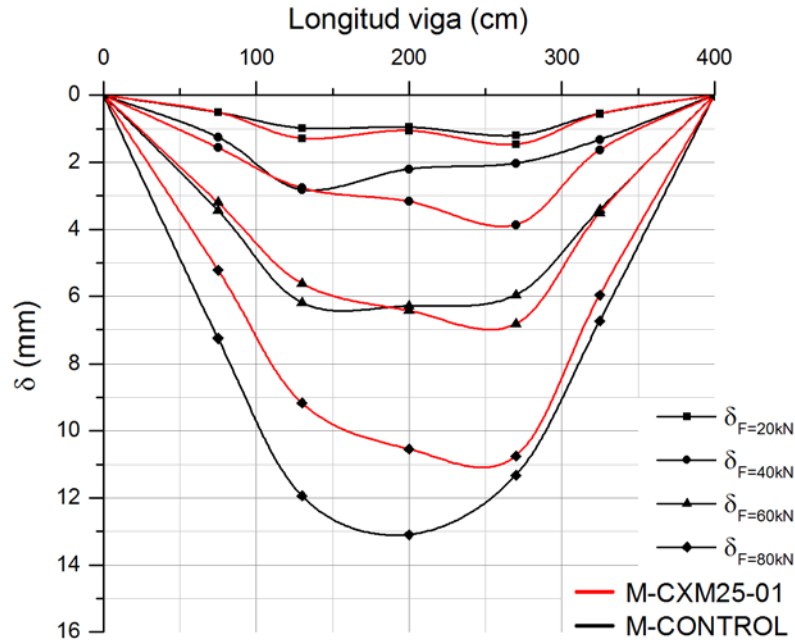


Figura C.66 Deformada de las vigas M-CXM25-01 y M-CONTROL.

De forma similar al comportamiento de la viga M-A4R3-02 (Figura C.45), la Figura C.67 muestra como la fibra neutra de la viga M-CXM25-01 descendió progresivamente a medida que se aumentó la flexión en la sección. Como consecuencia, las deformaciones asociadas a tensiones de compresión fueron superiores a las obtenidas en la viga sin reforzar. Este fenómeno se explica por el hecho que el espécimen M-CXM25-01 sufrió una fisuración previa a la aplicación de carga en el ensayo.

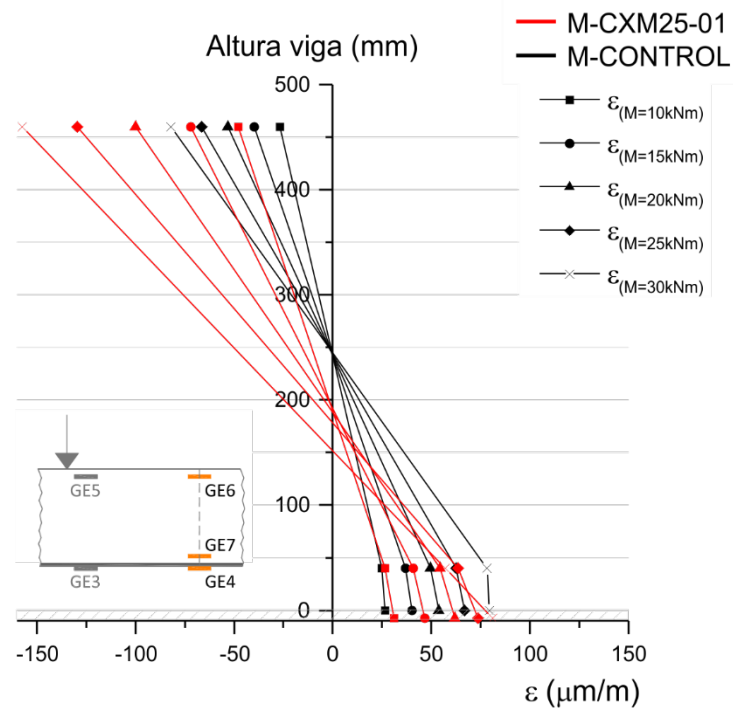


Figura C.67 Deformaciones en la sección central de las vigas M-CXM25-01 y M-CONTROL previas a la fisuración (compresión negativa).

En cuanto a las deformaciones de la fibra más traccionada, se observa como ambas vigas (reforzada y control) presentaron comportamientos similares, siendo la viga M-CXM25-01 la que presentó una mayor capacidad de retrasar los procesos de relajación aparecidos en el tramo entre puntos de aplicación de carga (Figura C.68).

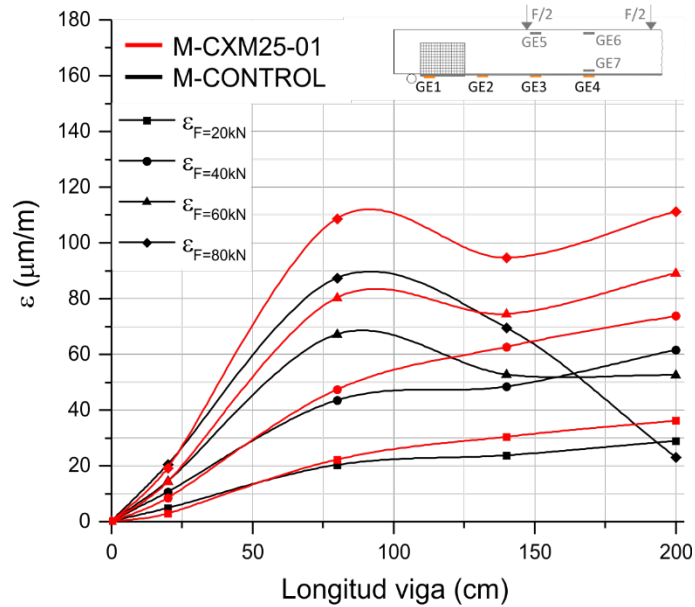


Figura C.68 Deformaciones en la fibra más traccionada de las vigas M-CXM25-01 y M-CONTROL.

Por último, en el caso de las deformaciones asociadas a tensiones de compresión, se puede observar como la relación entre la carga y la deformación de la viga reforzada presentó una mayor linealidad y una pendiente inferior a la desarrollada por el espécimen sin reforzar (Figura C.69). Ambos fenómenos fueron debidos a la pre-fisuración existente en la viga M-CXM25-01 previa al ensayo.

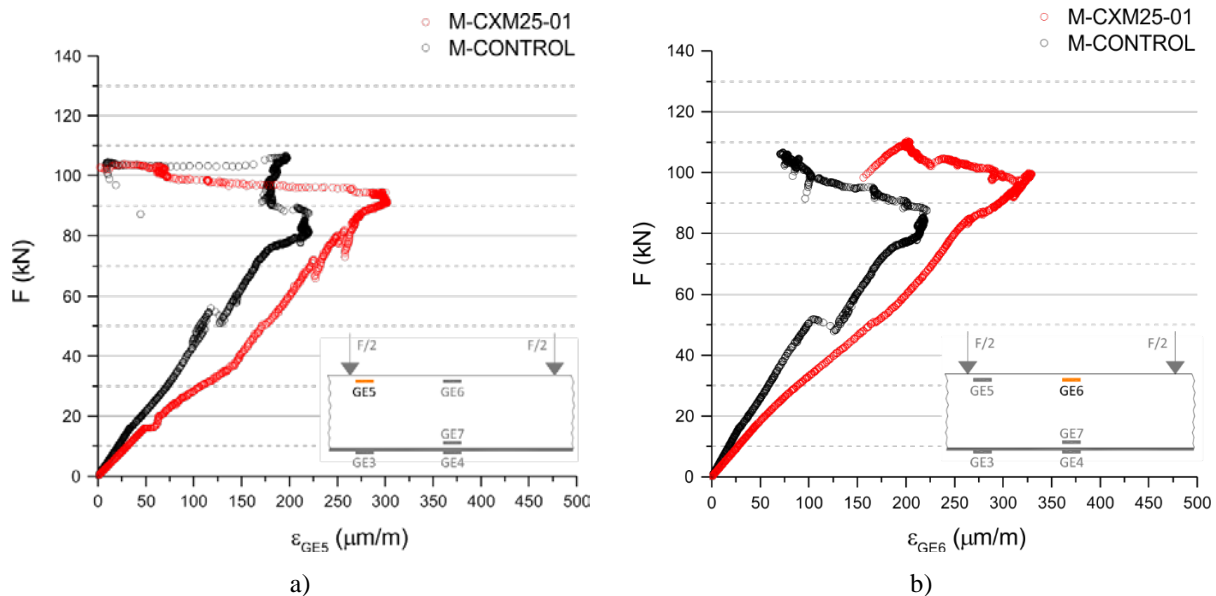


Figura C.69 Relación carga-deformación asociada a tensiones de compresión de las vigas M-CXM25-01 y M-CONTROL: a) galga extensométrica GE5, b) galga extensométrica GE6.



### C.5.7. M-CXM25-02

La viga M-CXM25-02 fue la segunda viga ensayada previamente reforzada con tejidos de fibras de carbono. La Tabla C.8 resume los resultados obtenidos en el ensayo realizado en fecha 02/04/2013 (Figura C.70). Se puede observar el momento último ( $M_{u,exp}$ ) y, especialmente el momento de transición lineal-no lineal ( $M_{y,exp}$ ), alcanzados por el espécimen fueron superiores a los de la viga sin reforzar.

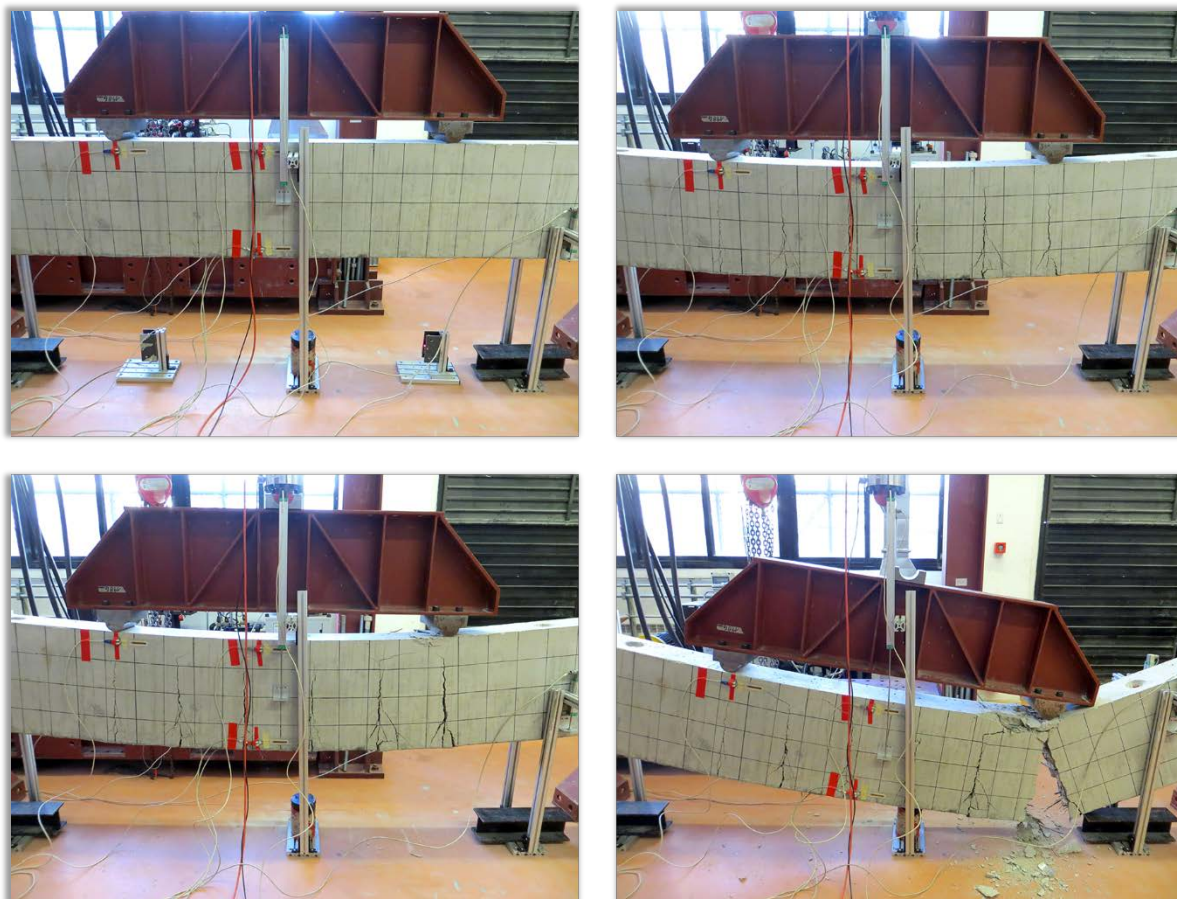


Figura C.70 Ensayo de la viga M-CXM25-02.

<i>M-CXM25-02</i>	
Patrón de fisuración	A
Momento flector último resistido ( $M_{u,exp}$ ) (kN)	72,96
Momento flector transición lineal-no lineal ( $M_{y,exp}$ ) (kN)	60,98
Flecha última ( $\delta_{u,exp}$ ) (mm)	123,10
Flecha transición lineal-no lineal ( $\delta_{y,exp}$ ) (mm)	16,23
Canto útil del armado inferior ( $d$ ) (mm)	452
Canto útil del armado de piel ( $d_p$ ) (mm)	250
Espesor del TRM ( $g$ ) (mm)	6,00
Número de mechones del tejido ( $n_m$ )	21
Densidad de fisuras ( $\rho_{fis}$ ) (fisuras/m)	4,29
Pre-fisurada	No

Tabla C.8 Resultados del ensayo de la viga M-CXM25-02.

La Figura C.71 muestra el proceso de fisuración de la viga M-CXM25-02. Este fue prácticamente el mismo al desarrollado por el espécimen M-CXM25-01: aparición, propagación y apertura de fisuras equidistantes en el tramo de momento flector constante y desarrollo de fisura principal correspondiente a la sección de colapso.

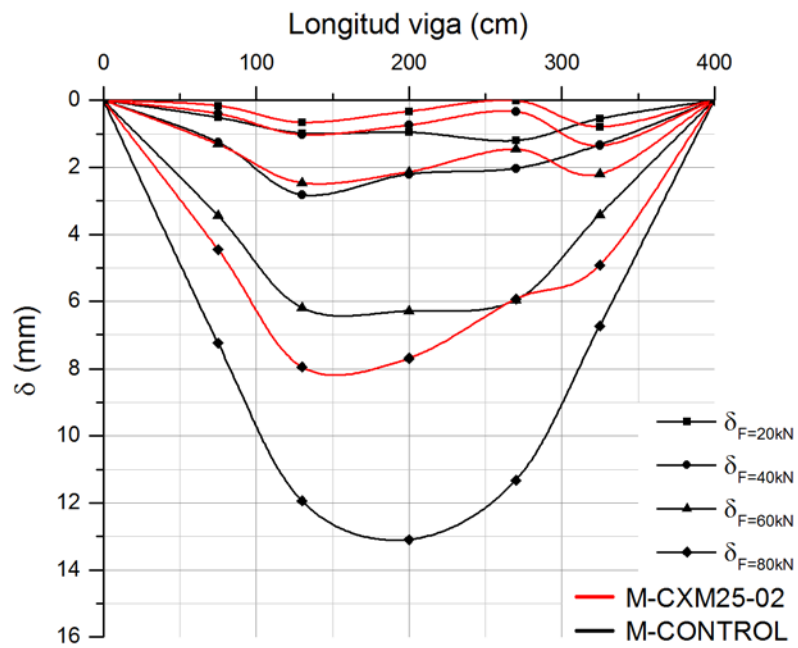
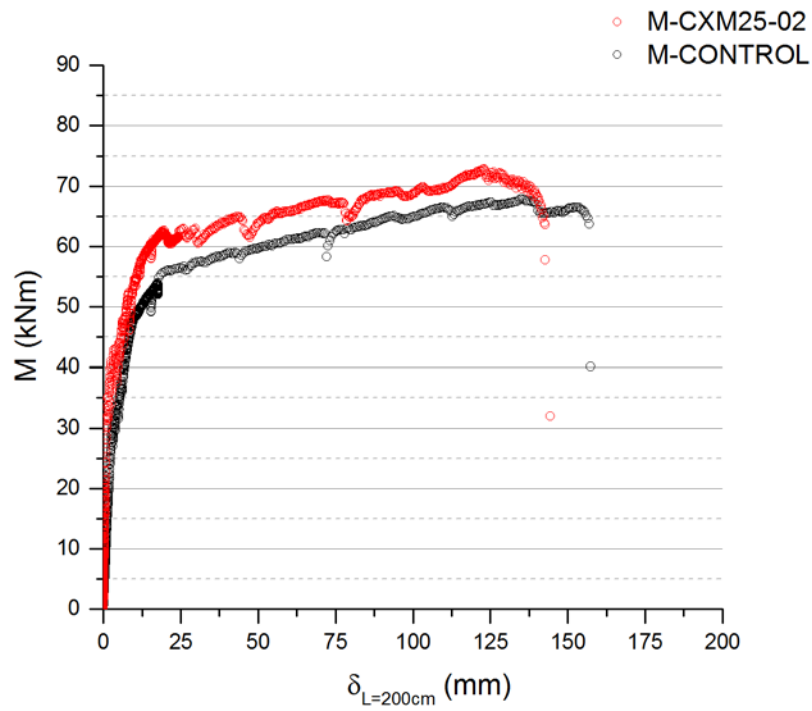


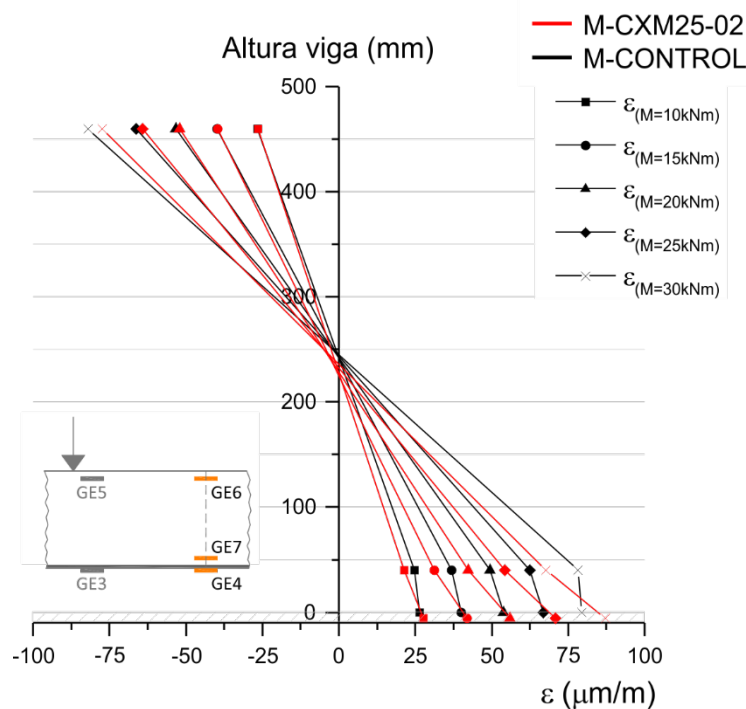
**Figura C.71** Proceso de fisuración y rotura de la viga M-CXM25-02.

Analizando la relación del momento flector en el centro de la viga respecto la flecha se puede observar como el tramo lineal después de la fisuración de la viga M-CXM25-02 fue mayor al de la viga sin reforzar (Figura C.72). Al seguir avanzando el ensayo, el espécimen reforzado desplegó un comportamiento plástico no lineal similar al de la viga sin reforzar.

La deformada del espécimen reforzado presentó una clara asimetría desde el principio del proceso de carga (Figura C.73). A pesar de ello, se observa que la flecha de la viga M-CXM25-02 fue significativamente menor que la registrada por el espécimen M-CONTROL.

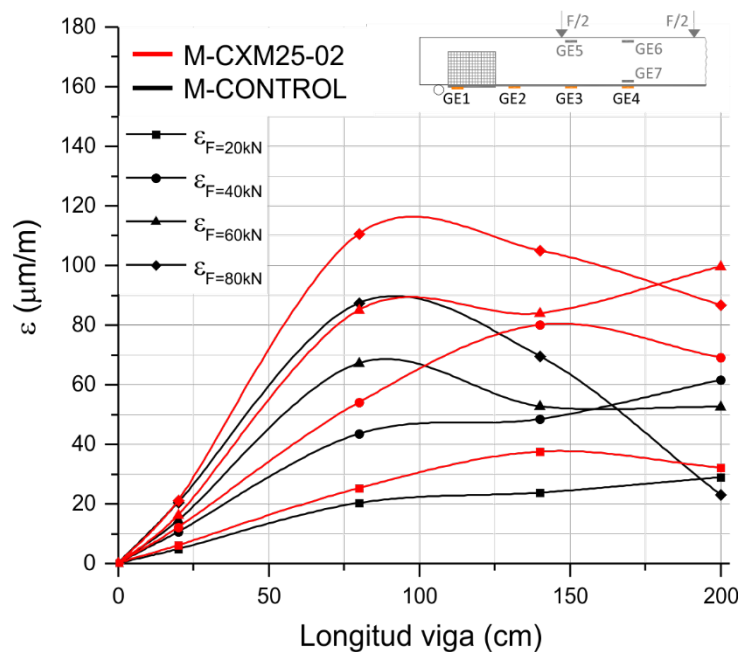
En cuanto a la evolución de las deformaciones de la sección central de la viga en la etapa elástica del proceso de carga (Figura C.74), se muestra como, para diferentes momentos flectores aplicados en la sección, la fibra neutra de la viga M-CXM25-02 restó invariante, siendo la posición de la misma ligeramente inferior a la del espécimen sin reforzar. En cambio, los valores de deformación registrados por las galgas instaladas en la viga reforzada fueron inferiores a los desarrollados por la viga de control.





**Figura C.74** Deformaciones en la sección central de las vigas M-CXM25-02 y M-CONTROL previas a la fisuración (compresión negativa).

La Figura C.75 muestra diferentes estados de deformación de la fibra más traccionada de las vigas M-CXM25-02 y M-CONTROL en función de la carga aplicada. En ella se puede observar que, para estadios iniciales de carga, las deformaciones en la fibra más traccionada de ambas vigas crecieron a medida que la lectura analizada se acercaba al centro de la sección. En el espécimen M-CXM25-02 esta tendencia se mantuvo hasta una carga aplicada comprendida entre 40kN y 60kN.



**Figura C.75** Deformaciones en la fibra más traccionada de las vigas M-CXM25-02 y M-CONTROL.



En el caso de las deformaciones asociadas a tensiones de compresión, la viga reforzada se comportó de forma similar a la viga de control, alcanzando en ambas galgas analizadas (GE5 y GE6) deformaciones mayores que su homóloga sin reforzar (Figura C.76).

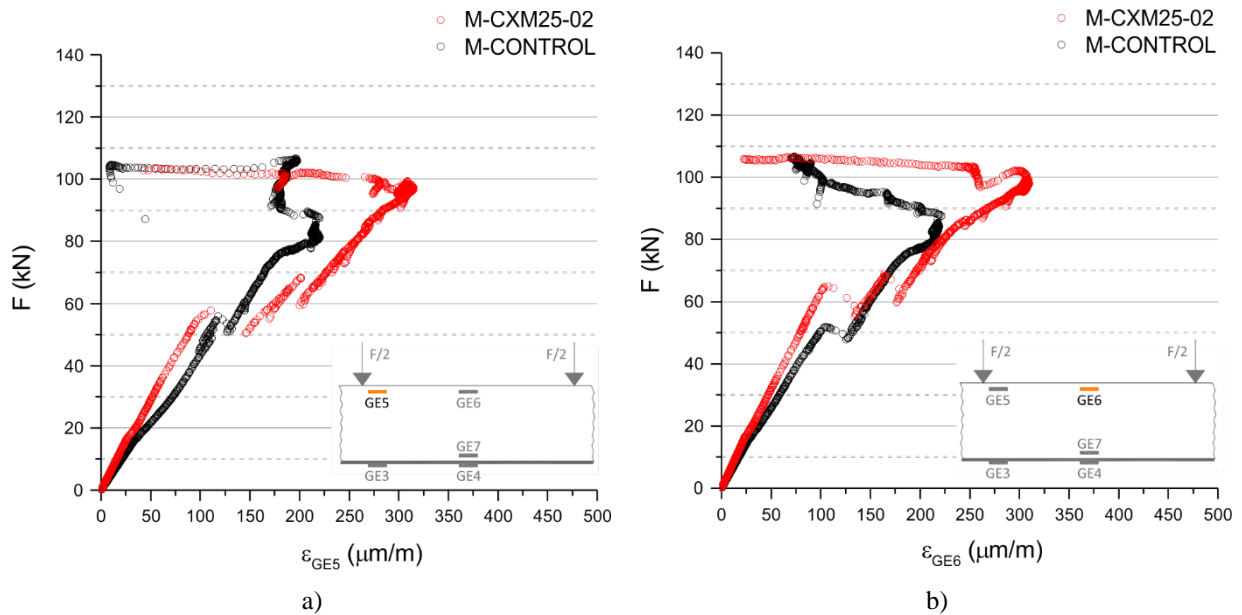


Figura C.76 Relación carga-deformación asociada a tensiones de compresión de las vigas M-CXM25-02 y M-CONTROL: a) galga extensométrica GE5, b) galga extensométrica GE6.

### C.5.8. M-PXM750-01

La viga M-PXM750-01 fue una de las vigas ensayadas previamente reforzadas con tejidos de fibras de *PBO*. La Tabla C.9 resume los resultados obtenidos en el ensayo realizado en fecha 12/03/2013 (Figura C.77).



Figura C.77 Ensayo de la viga M-PXM750-01.

<b><i>M-PXM750-01</i></b>	
Patrón de fisuración	B
Momento flector último resistido ( $M_{u,exp}$ ) (kN)	64,54
Momento flector transición lineal-no lineal ( $M_{y,exp}$ ) (kN)	64,24
Flecha última ( $\delta_{u,exp}$ ) (mm)	69,74
Flecha transición lineal-no lineal ( $\delta_{y,exp}$ ) (mm)	21,92
Canto útil del armado inferior ( $d$ ) (mm)	435
Canto útil del armado de piel ( $d_p$ ) (mm)	225
Espesor del <i>TRM</i> ( $g$ ) (mm)	9,13
Número de mechones del tejido ( $n_m$ )	21
Densidad de fisuras ( $\rho_{fis}$ ) (fisuras/m)	1,43
Pre-fisurada	No

**Tabla C.9 Resultados del ensayo de la viga M-PXM750-01.**

Observando los resultados obtenidos se puede constatar que este espécimen registró resultados similares de momento último ( $M_{u,exp}$ ) y momento de transición lineal-no lineal ( $M_{y,exp}$ ), hecho que indica que una vez alcanzada la fase no lineal, la viga no fue capaz de seguir incrementando su capacidad resistente. Comparándola con la viga sin reforzar, se puede observar como la viga M-PXM750-01 desarrolló un momento de transición lineal-no lineal ( $M_{y,exp}$ ) superior. En cambio, el momento último resistido ( $M_{u,exp}$ ) fue muy similar al del espécimen M-CONTROL. En cuanto a la densidad de fisuras que alcanzaron la fibra neutra, esta fue significativamente inferior en el caso de la viga reforzada.

La fisuración en el proceso de carga de la viga M-PXM750-01 fue diferente al de la viga de control, siendo la densidad, propagación y apertura de las fisuras significativamente menor en el espécimen reforzado. En etapas intermedias de carga, se definieron claramente dos fisuras. No fue hasta alcanzar etapas de carga avanzadas cuando se definió una fisura a flexión principal donde se originó el colapso definitivo de la viga (Figura C.78).

La Figura C.79 muestra la relación del momento flector en el centro de la viga respecto la flecha de la viga reforzada y de la de control. Se puede observar como el espécimen M-PXM750-01 logró incrementar el tramo lineal después de la fisuración, alcanzando un momento de transición lineal-no lineal ( $M_{y,exp}$ ) significativamente superior al de la viga de control. A diferencia de la viga M-CONTROL, el espécimen reforzado registró el máximo momento resistido a un nivel de flecha notablemente inferior (69,74mm). Instantes después se produjo la rotura del armado inferior de la viga, del armado de piel y del tejido del *TRM*.

Observando la deformada de ambas vigas, *i.e.* la viga M-PXM750-01 y la viga M-CONTROL, se distingue como, ya desde etapas de carga iniciales, los valores de flecha registrados en el espécimen reforzado fueron significativamente inferiores (Figura C.80).

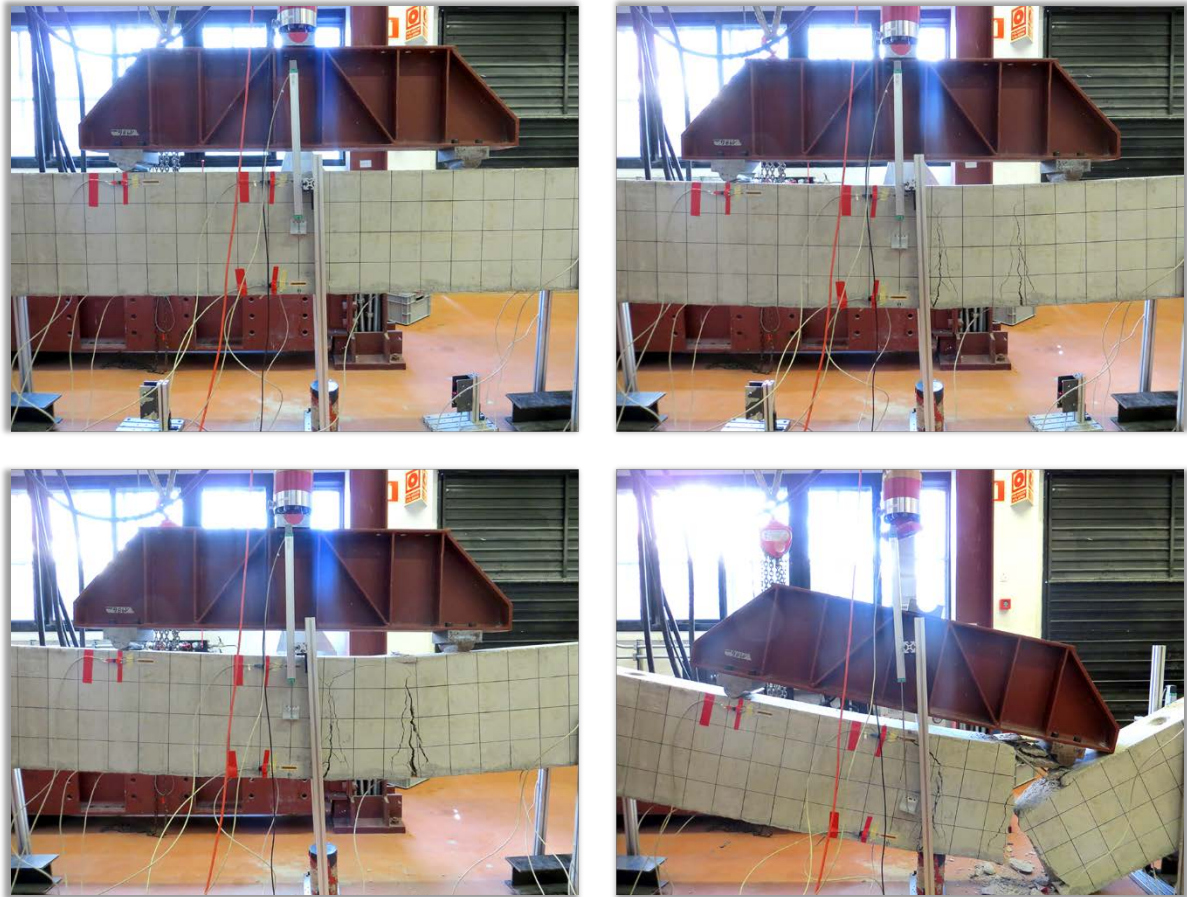


Figura C.78 Proceso de fisuración y rotura de la viga M-PXM750-01.

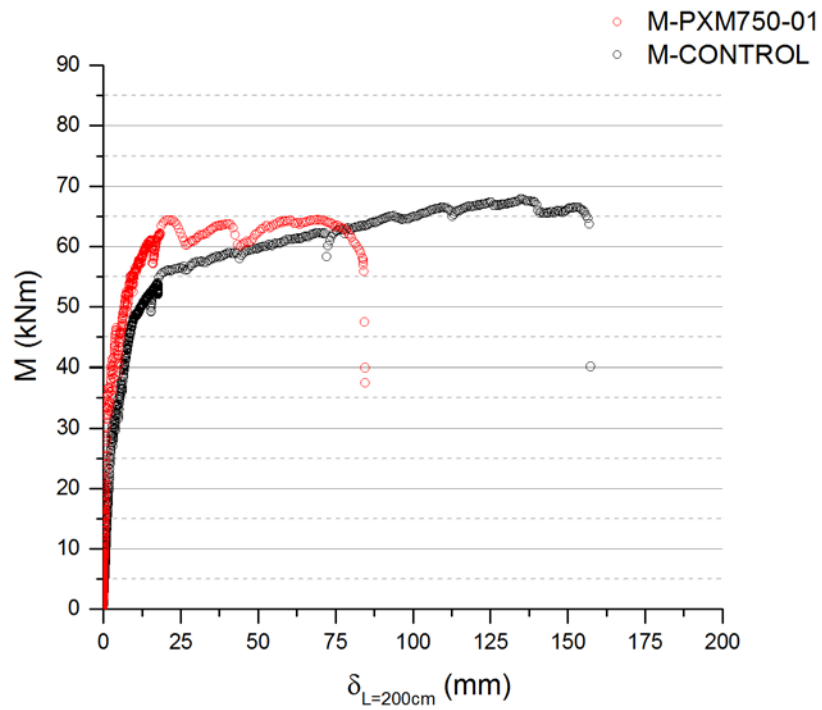
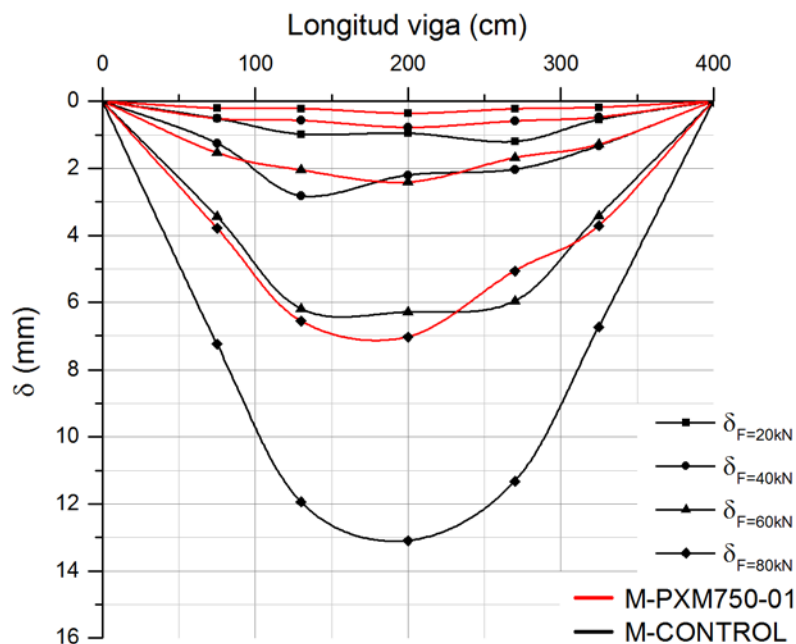


Figura C.79 Relación momento flector-flecha de la sección central de las vigas M-PXM750-01 y M-CONTROL.



**Figura C.80 Deformada de las vigas M-PXM750-01 y M-CONTROL.**

Analizando la evolución de las deformaciones de la sección central de la viga en la etapa elástica del proceso de carga (Figura C.81), se muestra como, para diferentes momentos flectores aplicados en la sección, la fibra neutra de la viga M-PXM750-01 restó invariante, siendo su posición ligeramente superior a la de la viga de control. Las deformaciones en la parte inferior de la viga fueron superiores a los de la viga M-CONTROL, justo al contrario que las deformaciones asociadas a tensiones de compresión.

En la Figura C.82 se constata que, para estadios iniciales de carga, las deformaciones en la fibra más traccionada de ambas vigas crecieron a medida que la lectura analizada se acercaba al centro de la sección. En el espécimen M-PXM750-01 esta tendencia se mantuvo para cargas de mayor magnitud, hecho que demuestra que el refuerzo retrasó la aparición de fisuras y atenuó la apertura de mismas en la viga.

En el caso de las deformaciones asociadas a tensiones de compresión, la viga reforzada desarrolló un comportamiento más lineal que la viga de control (Figura C.83). En ambas galgas analizadas (GE5 y GE6), la viga M-PXM750-01 alcanzó deformaciones mayores que su homóloga sin reforzar.

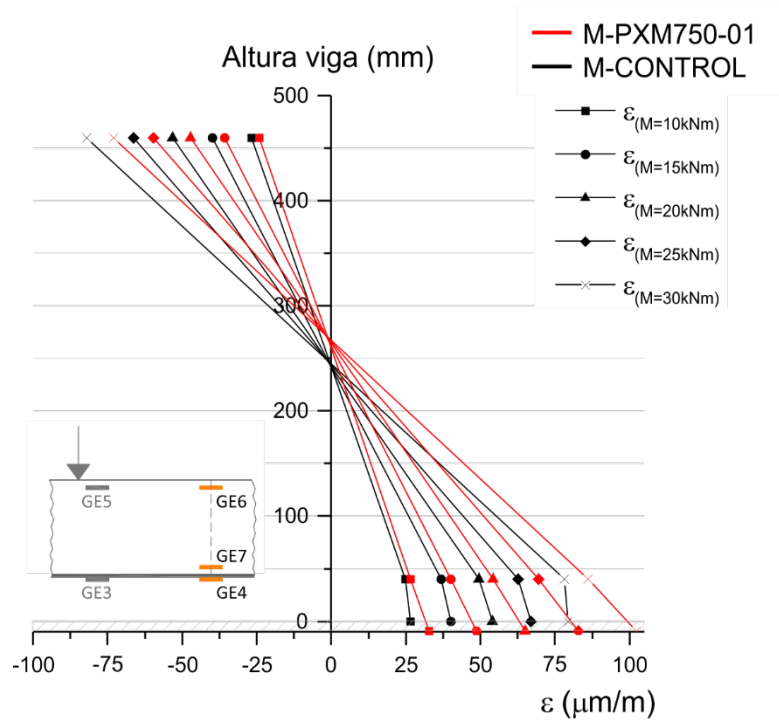


Figura C.81 Deformaciones en la sección central de las vigas M-PXM750-01 y M-CONTROL previas a la fisuración (compresión negativa).

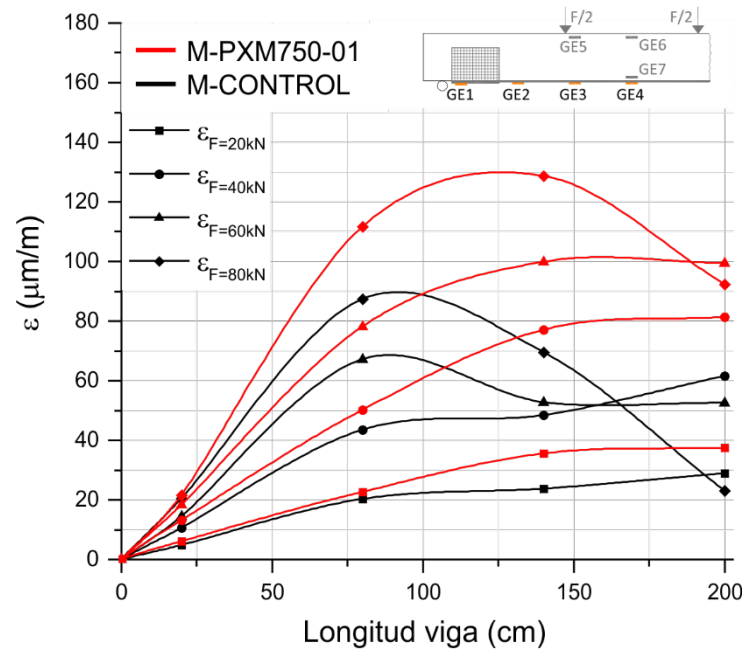


Figura C.82 Deformaciones en la fibra más traccionada de las vigas M-PXM750-01 y M-CONTROL.



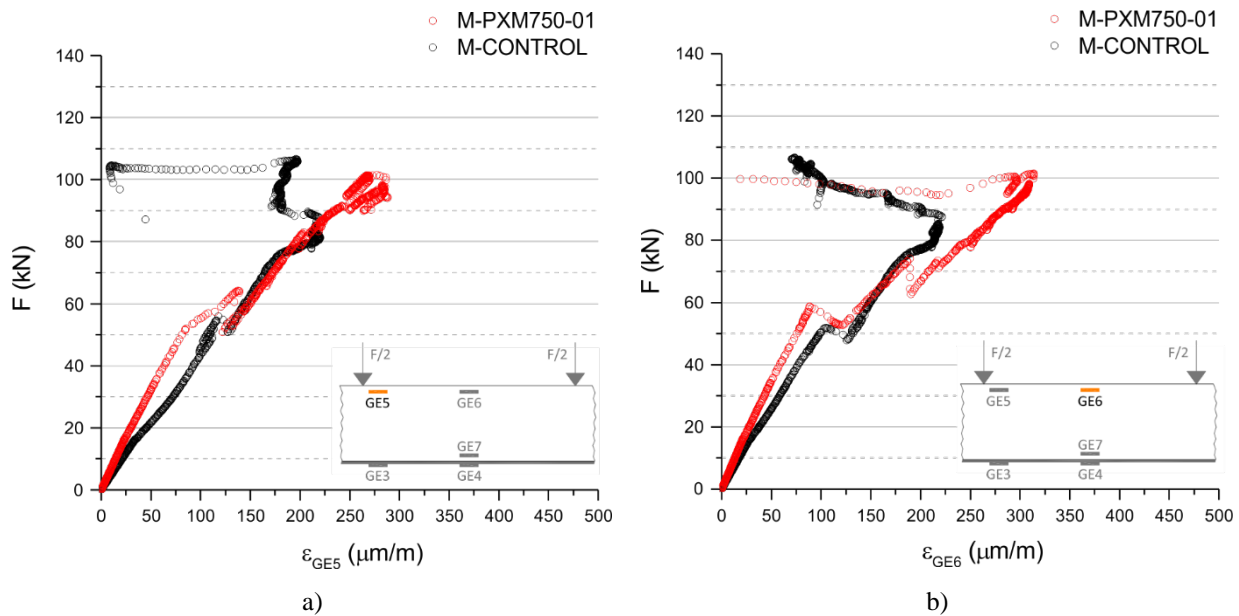


Figura C.83 Relación carga-deformación asociada a tensiones de compresión de las vigas M-PXM750-01 y M-CONTROL: a) galga extensométrica GE5, b) galga extensométrica GE6.

### C.5.9. M-PXM750-02

La viga M-PXM750-02 fue la segunda viga ensayada previamente reforzada con tejidos de fibras de *PBO*. La Tabla C.10 resume los resultados obtenidos en el ensayo realizado en fecha 18/03/2013 (Figura C.84). A pesar que esta viga desarrolló un momento de transición lineal-no lineal ( $M_{y,exp}$ ) superior al de la viga de control, este espécimen fue el único que no fue capaz de alcanzar el momento último ( $M_{u,exp}$ ) del espécimen M-CONTROL. Este hecho indica que el tejido de refuerzo deslizo interiormente respecto la matriz de mortero durante la fase plástica de carga.

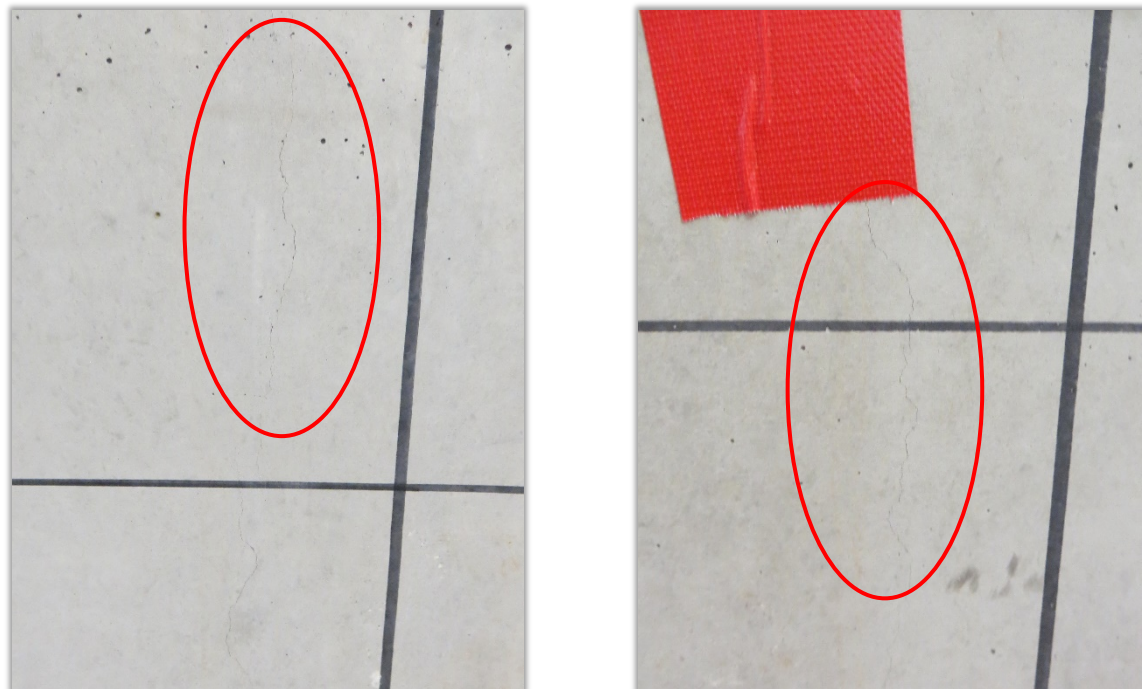


Figura C.84 Ensayo de la viga M-PXM750-02.

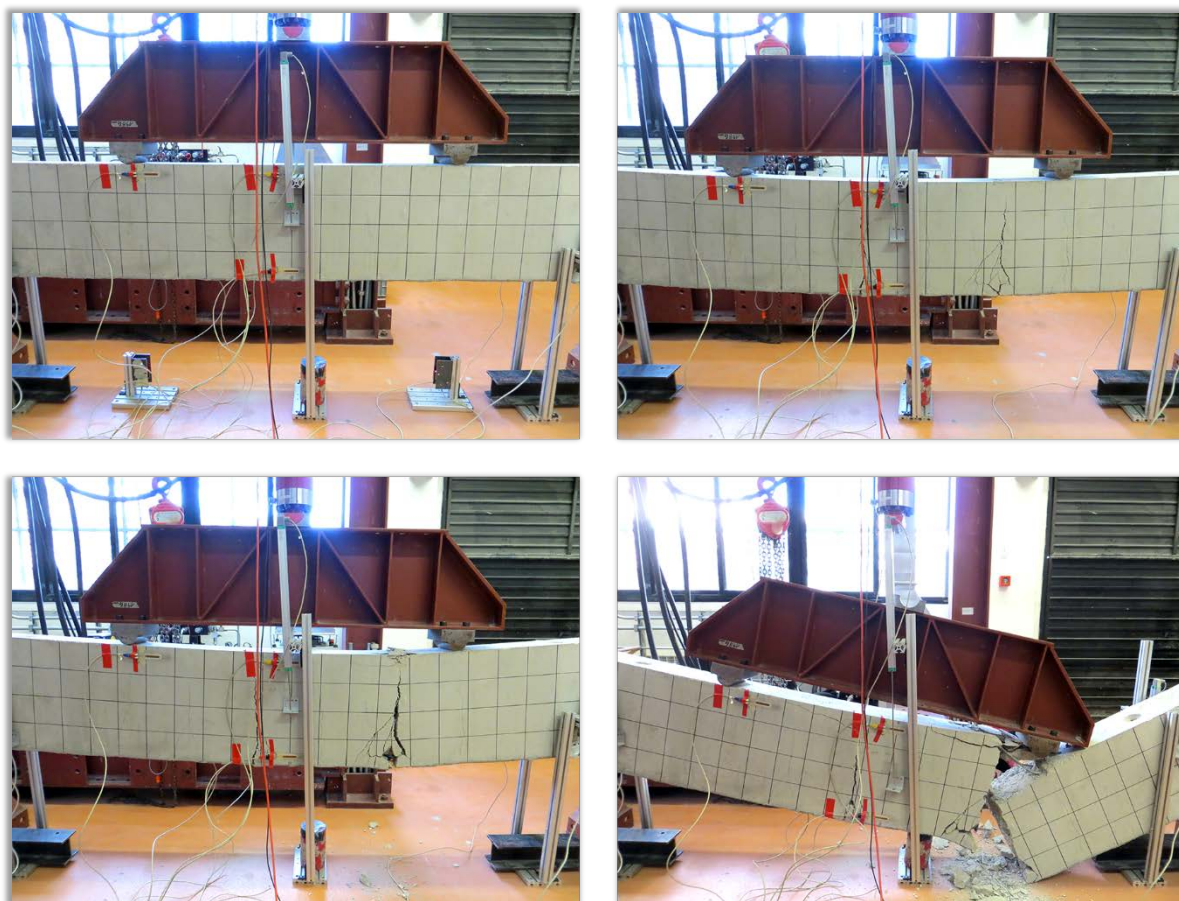
<b><i>M-PXM750-02</i></b>	
Patrón de fisuración	B
Momento flector último resistido ( $M_{u,exp}$ ) (kN)	67,98
Momento flector transición lineal-no lineal ( $M_{y,exp}$ ) (kN)	62,87
Flecha última ( $\delta_{u,exp}$ ) (mm)	50,95
Flecha transición lineal-no lineal ( $\delta_{y,exp}$ ) (mm)	18,85
Canto útil del armado inferior ( $d$ ) (mm)	445
Canto útil del armado de piel ( $d_p$ ) (mm)	250
Espesor del <i>TRM</i> ( $g$ ) (mm)	6,83
Número de mechones del tejido ( $n_m$ )	21
Densidad de fisuras ( $\rho_{fis}$ ) (fisuras/m)	1,43
Pre-fisurada	Sí

**Tabla C.10 Resultados del ensayo de la viga M-PXM750-02.**

Este espécimen se fisuró durante el proceso de transporte y/o acopio (Figura C.85). Comparando los datos obtenidos con los de la viga M-PXM750-01 (Tabla C.9 y Tabla C.10), se puede afirmar que este hecho no influyó significativamente en los resultados de resistencia última y momento flector desarrollado en la transición lineal-no lineal. En cambio, sí que existió una diferencia significativa en los valores de la flecha en los instantes analizados, siendo los del espécimen M-PXM750-01 superiores. A pesar de ello, el proceso de fisuración fue muy similar al desarrollado por la viga homóloga reforzada con fibras de *PBO* (Figura C.86).



**Figura C.85 Fisuras aparecidas durante el transporte y/o acopio de la viga M-PXM750-02.**



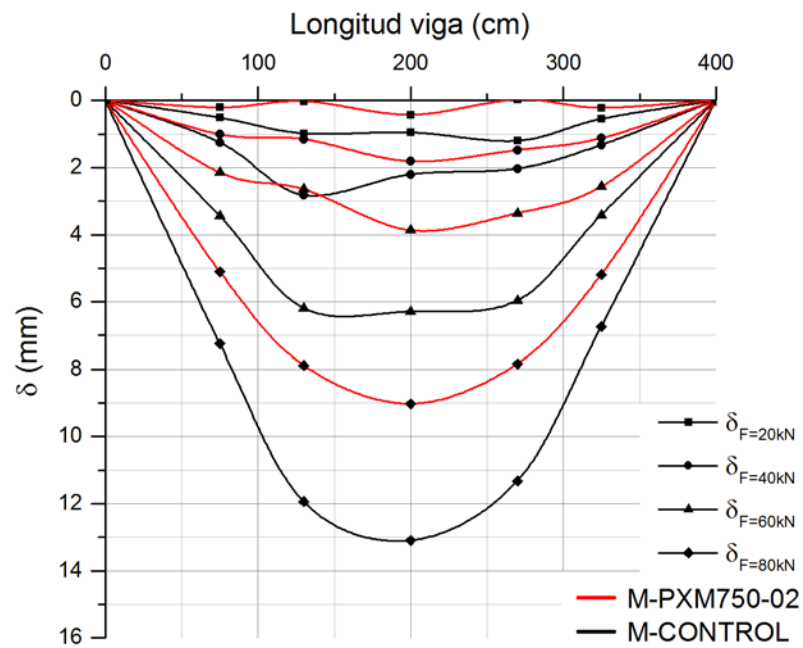
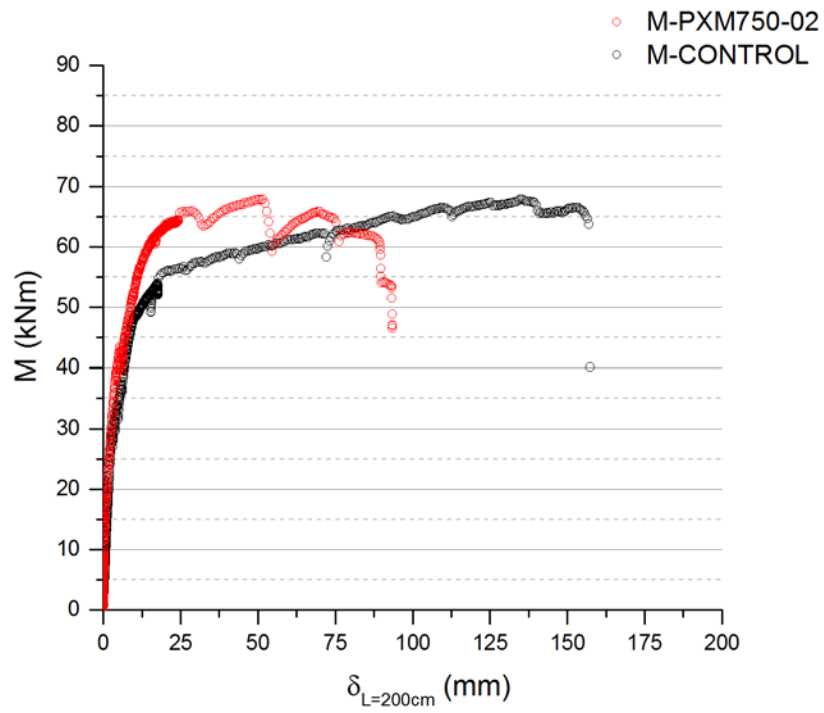
**Figura C.86** Proceso de fisuración y rotura de la viga M-PXM750-02.

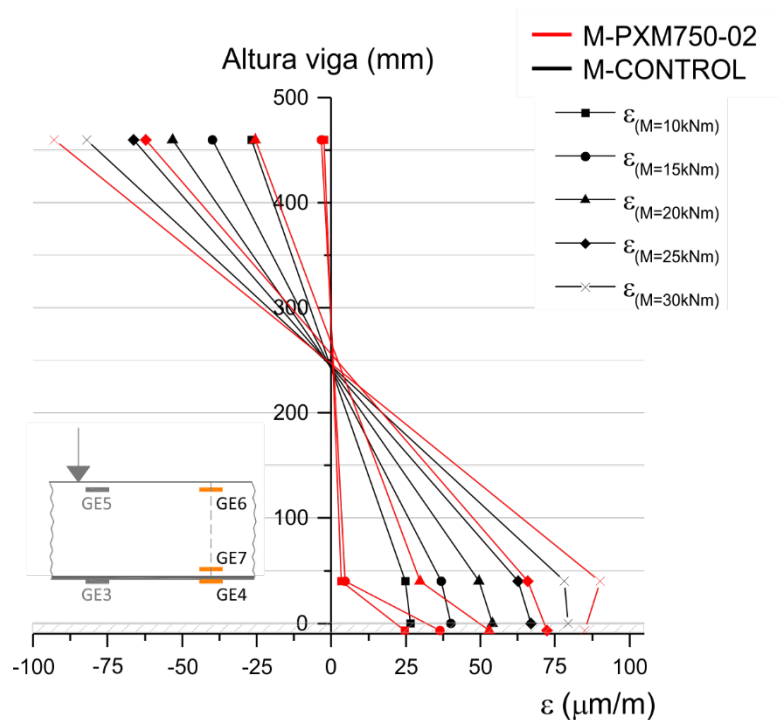
Analizando la relación del momento flector en el centro de la viga respecto la flecha se puede observar como el tramo lineal después de la fisuración de la viga M-PXM750-02 fue mayor al de la viga sin reforzar (Figura C.87). Durante el tramo no lineal, el espécimen reforzado no fue capaz de incrementar su capacidad portante, colapsando a una flecha significativamente inferior que la viga M-CONTROL.

En cuanto a la deformada, esta presentó una morfología altamente simétrica para todas las etapas de carga (Figura C.88). A pesar que la viga M-PXM750-02 fue fisurada antes del ensayo, esta registró valores de desplazamiento vertical inferiores a las de la viga M-CONTROL, confirmando el hecho que el refuerzo fue capaz de incrementar la rigidez a flexión del sistema durante la fase lineal del proceso de carga.

De forma similar al comportamiento de la viga M-BR3-02 (Figura C.59), la Figura C.89 muestra como para momentos flectores inferiores a 15kNm, las deformaciones registradas en la viga M-BR3-02 fueron anormalmente inferiores a las del espécimen M-CONTROL. Este aspecto se normalizó al alcanzar una flexión de 25kNm. Por otro lado, las lecturas de la galga adherida al mortero del *TRM* (GE4) indican que la sección analizada no mantuvo la planeidad con el aumento de carga. Este hecho puede ser debido a una adherencia deficiente entre el tejido y el mortero del refuerzo *TRM* que permitió el deslizamiento de la malla respecto de la matriz.

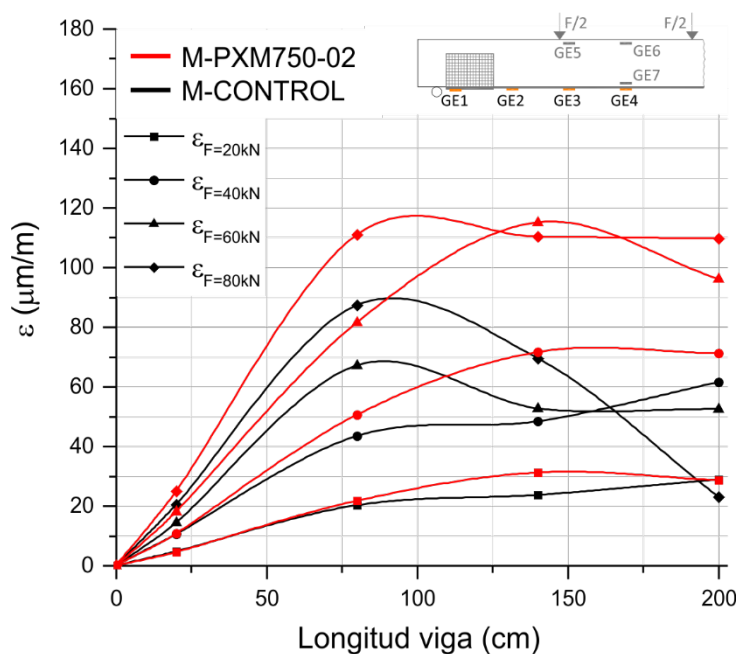






**Figura C.89** Deformaciones en la sección central de las vigas M-PXM750-02 y M-CONTROL previas a la fisuración (compresión negativa).

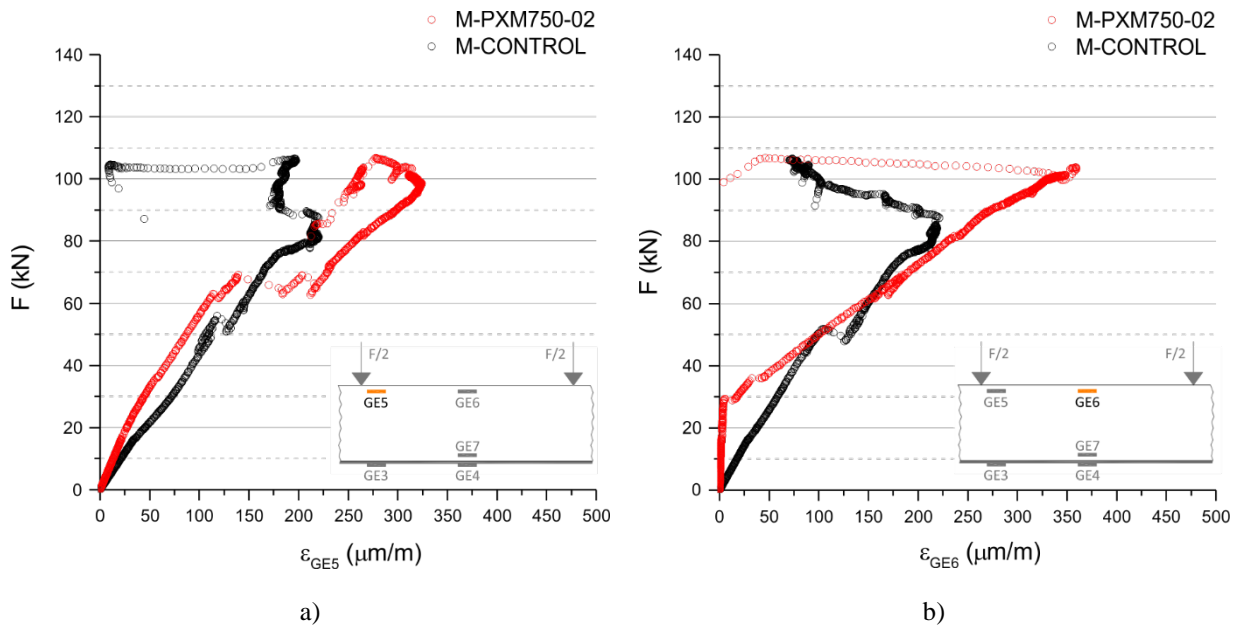
Referente al comportamiento de la fibra más traccionada correspondiente a la superficie del *TRM*, se confirma que este tipo de refuerzo fue capaz de controlar la apertura de las fisuras, retrasando los procesos de relajación en la fibra más traccionada de la viga (Figura C.90).



**Figura C.90** Deformaciones en la fibra más traccionada de las vigas M-PXM750-02 y M-CONTROL.

Por último, la Figura C.91 muestra la relación carga-deformación asociada a tensiones de compresión de las vigas M-PXM750-02 y M-CONTROL registradas por dos galgas extensométricas. Observando el gráfico referente a la galga GE6 (Figura C.91b), se constata un comportamiento anómalo en la fase lineal

comprendida entre los 0kN y los 30kN de carga aplicada, en el cual no se registraron deformaciones asociadas a tensiones de compresión en la sección central de la viga.



**Figura C.91** Relación carga-deformación asociada a tensiones de compresión de las vigas M-PXM750-02 y M-CONTROL: a) galga extensométrica GE5, b) galga extensométrica GE6.

#### C.5.10. M-VPHDM-01

La viga M-VPHDM-01 fue una de las vigas ensayadas previamente reforzadas con tejidos de fibras de vidrio. La Tabla C.11 resume los resultados obtenidos en el ensayo realizado en fecha 09/04/2013 (Figura C.92). Se puede observar que el espécimen alcanzó valores de momento último ( $M_{u,exp}$ ) y momento de transición lineal-no lineal ( $M_{y,exp}$ ) superiores a los de la viga sin reforzar. En este caso, la densidad de fisuras que alcanzaron la fibra neutra también fue similar a la registrada por la viga sin reforzar.

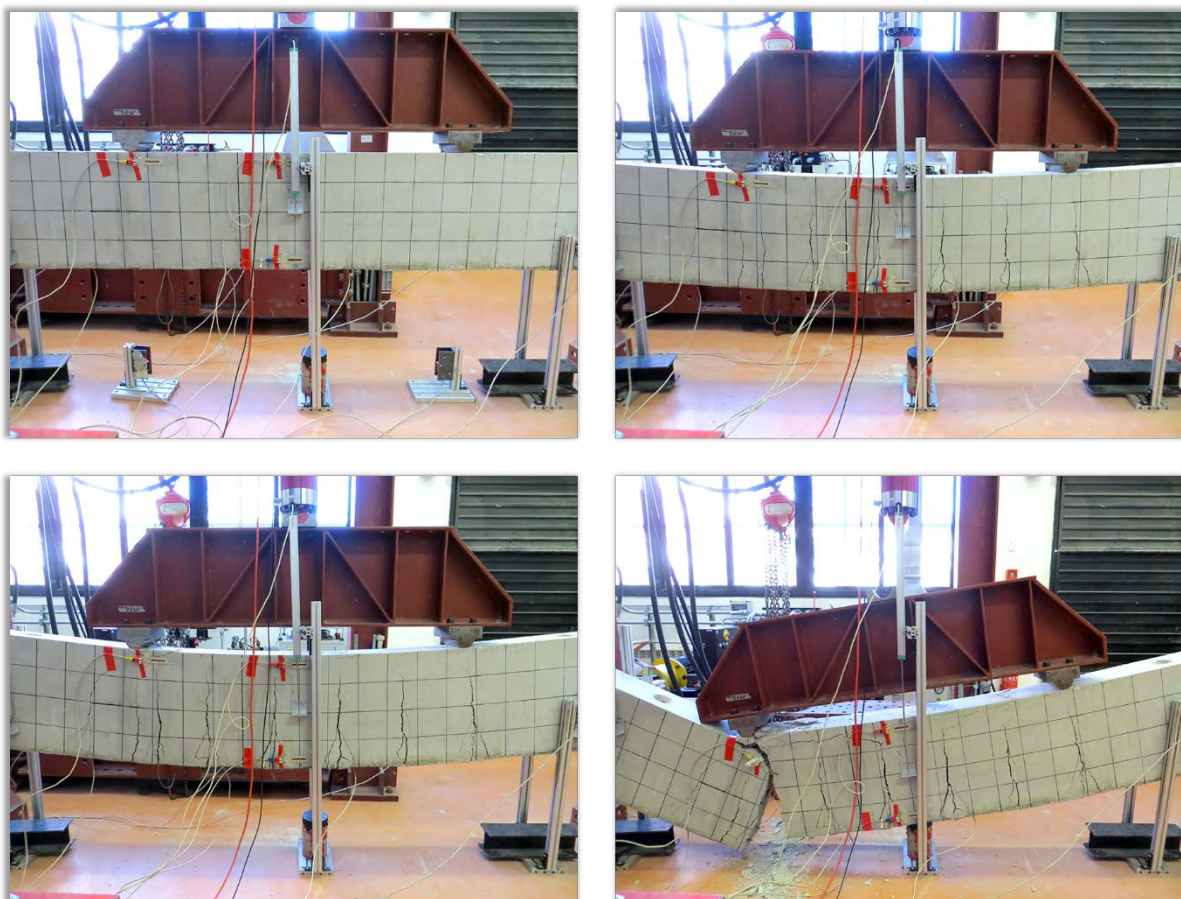


**Figura C.92** Ensayo de la viga M-VPHDM-01.

<i>M-VPHDM-01</i>	
Patrón de fisuración	A
Momento flector último resistido ( $M_{u,exp}$ ) (kN)	74,55
Momento flector transición lineal-no lineal ( $M_{y,exp}$ ) (kN)	57,79
Flecha última ( $\delta_{u,exp}$ ) (mm)	145,63
Flecha transición lineal-no lineal ( $\delta_{y,exp}$ ) (mm)	13,27
Canto útil del armado inferior ( $d$ ) (mm)	455
Canto útil del armado de piel ( $d_p$ ) (mm)	260
Espesor del <i>TRM</i> ( $g$ ) (mm)	6,50
Número de mechones del tejido ( $n_m$ )	8
Densidad de fisuras ( $\rho_{fis}$ ) (fisuras/m)	6,43
Pre-fisurada	No

**Tabla C.11 Resultados del ensayo de la viga M-VPHDM-01.**

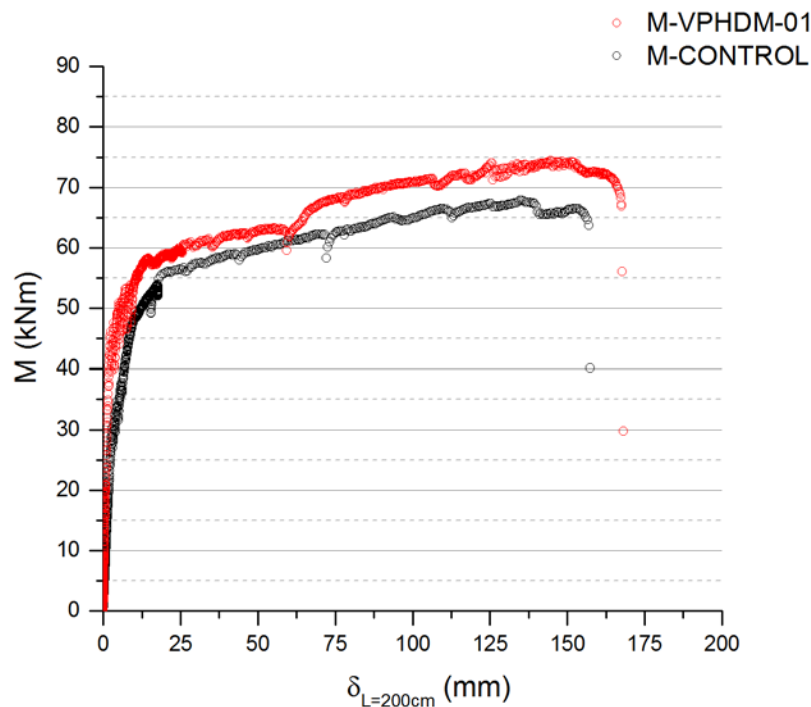
El proceso de fisuración de la viga M-VPHDM-01 fue muy similar al desarrollado por las vigas reforzadas con tejidos de basalto y carbono, en las cuales la propagación de la fisura principal a flexión no se dio hasta etapas de carga avanzadas (Figura C.93).



**Figura C.93 Proceso de fisuración y rotura de la viga M-VPHDM-01.**

La Figura C.94 muestra la relación del momento flector en el centro de la viga respecto la flecha de las vigas M-VPHDM-01 y M-CONTROL. Analizando ambas curvas se observa como el espécimen reforzado logró incrementar ligeramente el tramo lineal después de la fisuración. En ambos casos, los

especímenes desarrollaron un elevado comportamiento dúctil, alcanzando la viga reforzada una mayor flecha en el instante del colapso.



**Figura C.94 Relación momento flector-flecha de la sección central de las vigas M-VPHDM-01 y M-CONTROL.**

La deformada del espécimen M-VPHDM-01 presentó una clara simetría durante todo el proceso de carga (Figura C.95). Además, los valores de flecha registrados fueron notablemente menores a los obtenidos por el espécimen M-CONTROL.

En cuanto a la evolución de las deformaciones de la sección central de la viga en la etapa elástica del proceso de carga (Figura C.96), se muestra como, para diferentes momentos flectores aplicados en la sección, la fibra neutra de la viga M-VPHDM-01 restó invariante, coincidiendo exactamente con la posición de la del espécimen sin reforzar. En cambio, los valores de deformación registrados por las galgas instaladas en la viga reforzada fueron inferiores a los desarrollados por la viga de control.

La Figura C.97 muestra los estados de deformación de la fibra más traccionada de las vigas M-VPHDM-01 y M-CONTROL en función de la carga aplicada. En ella se puede observar que, para estadios iniciales de carga, las deformaciones en la fibra más traccionada de ambas vigas crecieron a medida que la lectura analizada se acercaba al centro de la sección. En el espécimen M-VPHDM-01 esta tendencia se mantuvo hasta una carga aplicada comprendida entre 60kN y 80kN, hecho que indica que el refuerzo fue capaz de retrasar el proceso de fisuración.

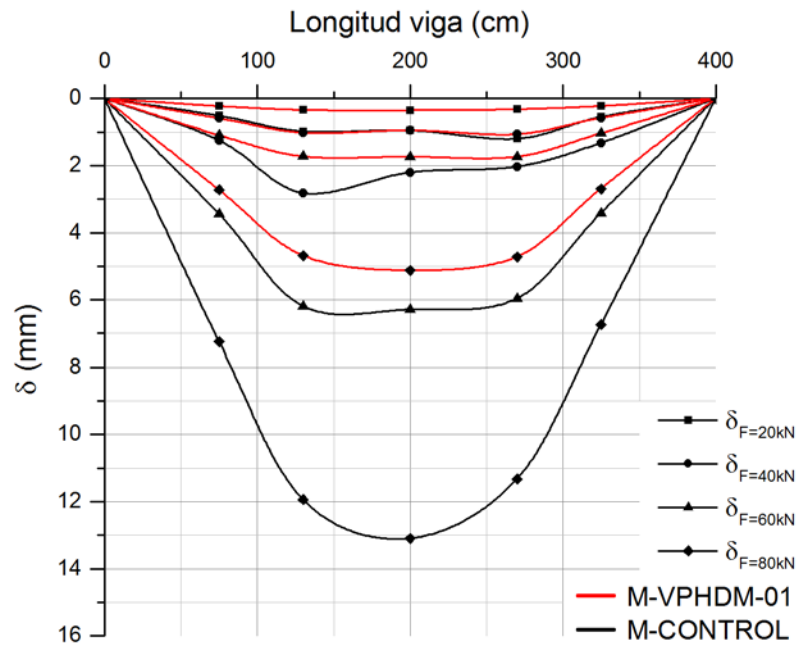


Figura C.95 Deformada de las vigas M-VPHDM-01 y M-CONTROL.

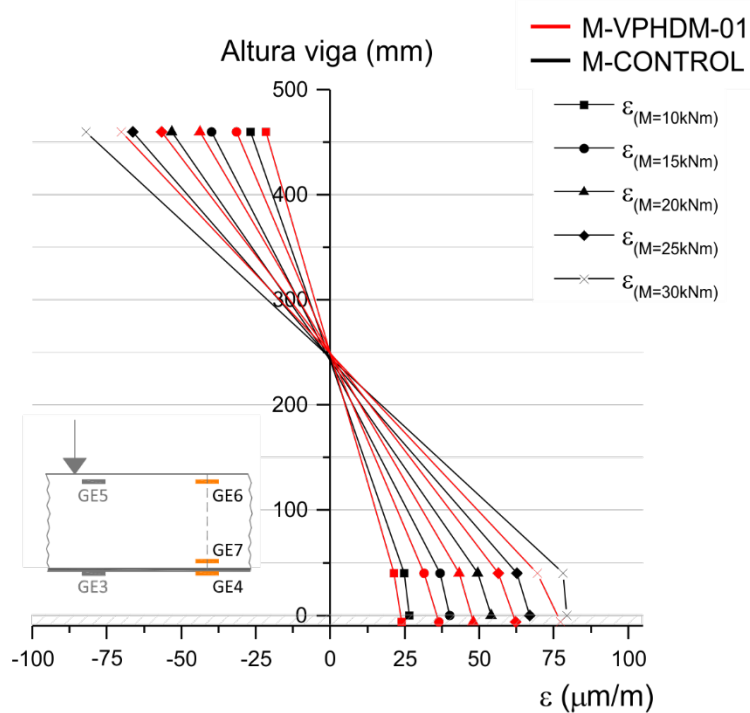


Figura C.96 Deformaciones en la sección central de las vigas M-VPHDM-01 y M-CONTROL previas a la fisuración (compresión negativa).



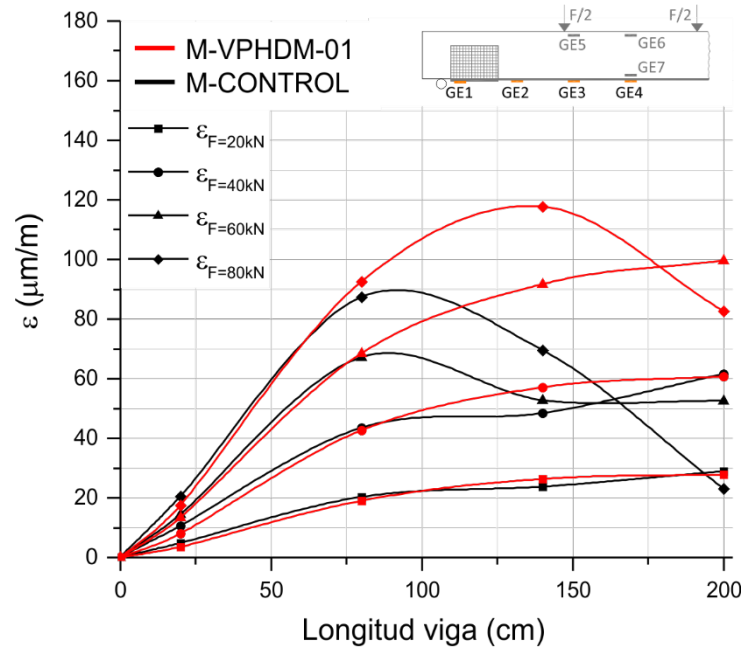


Figura C.97 Deformaciones en la fibra más traccionada de las vigas M-VPHDM-01 y M-CONTROL.

En el caso de las deformaciones asociadas a tensiones de compresión, la viga reforzada se comportó de forma similar a la viga de control, desarrollando curvas fuerza-deformación con una mayor pendiente en los tramos lineales (Figura C.98). En ambas galgas analizadas (GE5 y GE6), la viga M-VPHDM-01 alcanzó deformaciones mayores que su homóloga sin reforzar.

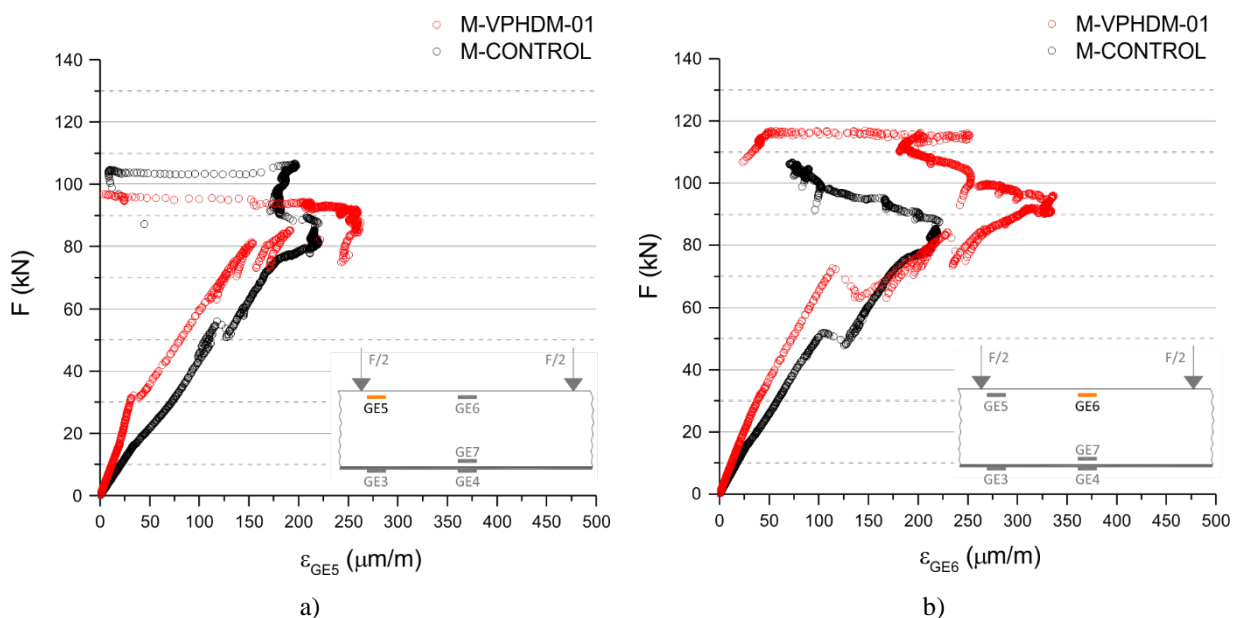


Figura C.98 Relación carga-deformación asociada a tensiones de compresión de las vigas M-VPHDM-01 y M-CONTROL: a) galga extensométrica GE5, b) galga extensométrica GE6.

### C.5.11. M-VPHDM-02

La viga M-VPHDM-02 fue la segunda viga ensayada previamente reforzada con tejidos de fibras de vidrio. La Tabla C.12 resume los resultados obtenidos en el ensayo realizado en fecha 23/04/2013 (Figura

C.99). Se puede observar como, tanto los valores de momento último ( $M_{u,exp}$ ) y momento de transición lineal-no lineal ( $M_{y,exp}$ ), así como los procesos de fisuración, fueron similares a los desarrollados por el espécimen M-VPHDM-01 (Figura C.100).

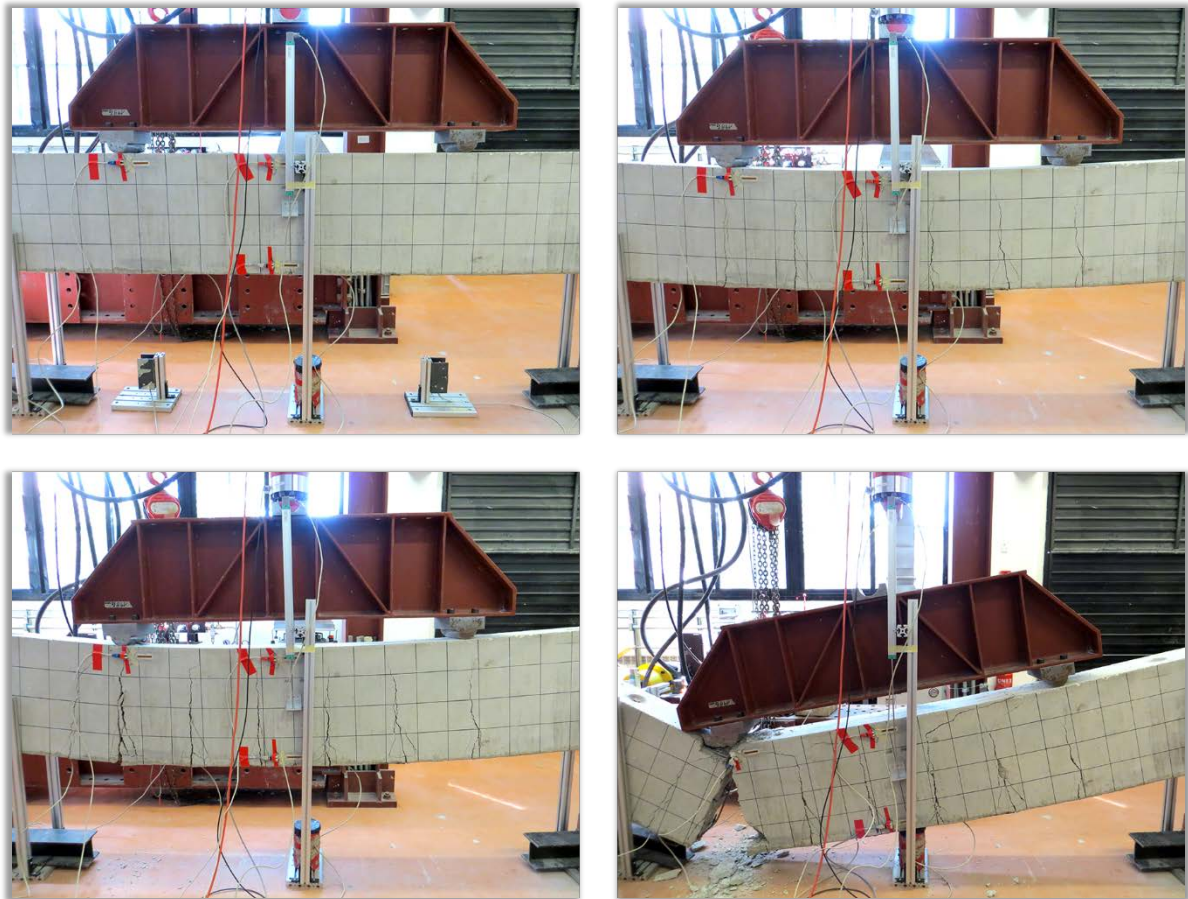


**Figura C.99** Ensayo de la viga M-VPHDM-02.

<b><i>M-VPHDM-02</i></b>	
Patrón de fisuración	A
Momento flector último resistido ( $M_{u,exp}$ ) (kN)	70,16
Momento flector transición lineal-no lineal ( $M_{y,exp}$ ) (kN)	58,29
Flecha última ( $\delta_{u,exp}$ ) (mm)	110,72
Flecha transición lineal-no lineal ( $\delta_{y,exp}$ ) (mm)	15,81
Canto útil del armado inferior ( $d$ ) (mm)	450
Canto útil del armado de piel ( $d_p$ ) (mm)	252
Espesor del <i>TRM</i> ( $g$ ) (mm)	9,33
Número de mechones del tejido ( $n_m$ )	8
Densidad de fisuras ( $\rho_{fis}$ ) (fisuras/m)	5,71
Pre-fisurada	No

**Tabla C.12** Resultados del ensayo de la viga M-VPHDM-02.





**Figura C.100 Proceso de fisuración y rotura de la viga M-VPHDM-02.**

La Figura C.101 muestra la relación del momento flector en el centro de la viga respecto la flecha de la viga reforzada y de la de control. Se puede observar como el tramo lineal después de la fisuración de la viga M-VPHDM-02 fue mayor al de la viga sin reforzar, alcanzando un momento de transición lineal-no lineal ( $M_{y,exp}$ ) superior. A partir de la plastificación del armado inferior, el espécimen reforzado desarrolló un curva del tramo no lineal prácticamente paralela a la de M-CONTROL. A diferencia de la viga M-VPHDM-01, el espécimen analizado colapsó a un desplazamiento vertical máximo inferior al de la viga de control.

A diferencia de su homóloga reforzada con tejidos de fibras de vidrio, la evolución de la deformada del espécimen M-VPHDM-02 fue asimétrica. A pesar de este hecho, se puede observar que la viga reforzada presentó valores de flecha significativamente inferiores a los obtenidos por el espécimen M-CONTROL (Figura C.102).

En cuanto a la evolución de las deformaciones de la sección central de la viga en la etapa elástica del proceso de carga (Figura C.103), se muestra como, para diferentes momentos flectores aplicados en la sección, la fibra neutra de la viga M-VPHDM-02 restó invariante, coincidiendo exactamente con la posición de la del espécimen sin reforzar. De forma similar a la viga M-VPHDM-01, los valores de

deformación registrados por las galgas instaladas en la viga reforzada fueron inferiores a los desarrollados por la viga de control.

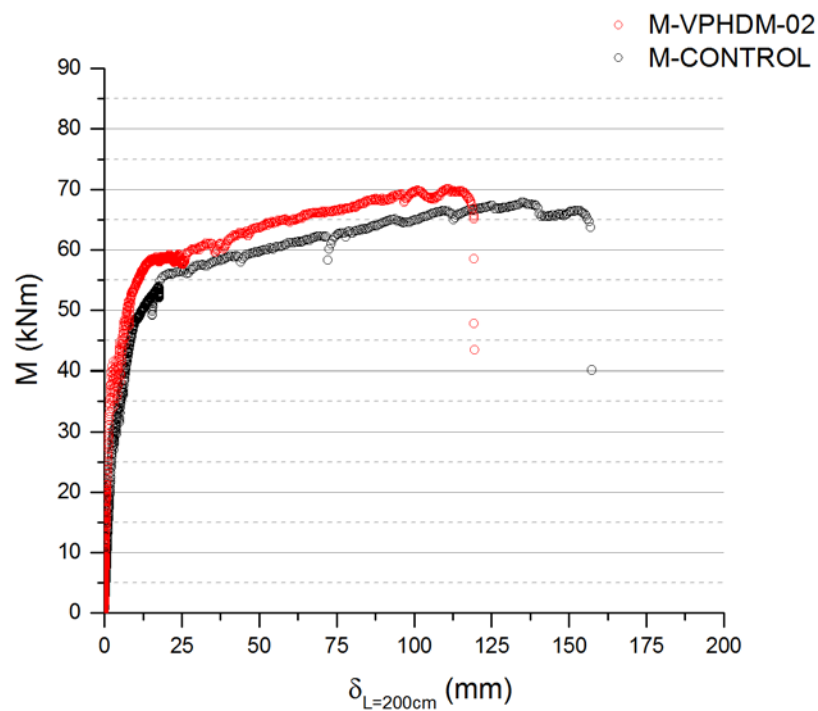


Figura C.101 Relación momento flector-flecha de la sección central de las vigas M-VPHDM-02 y M-CONTROL.

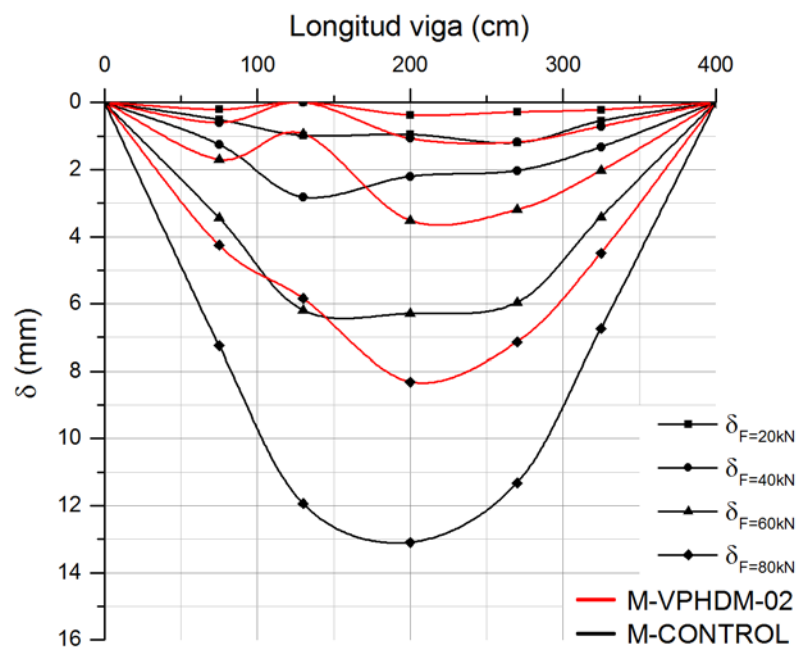
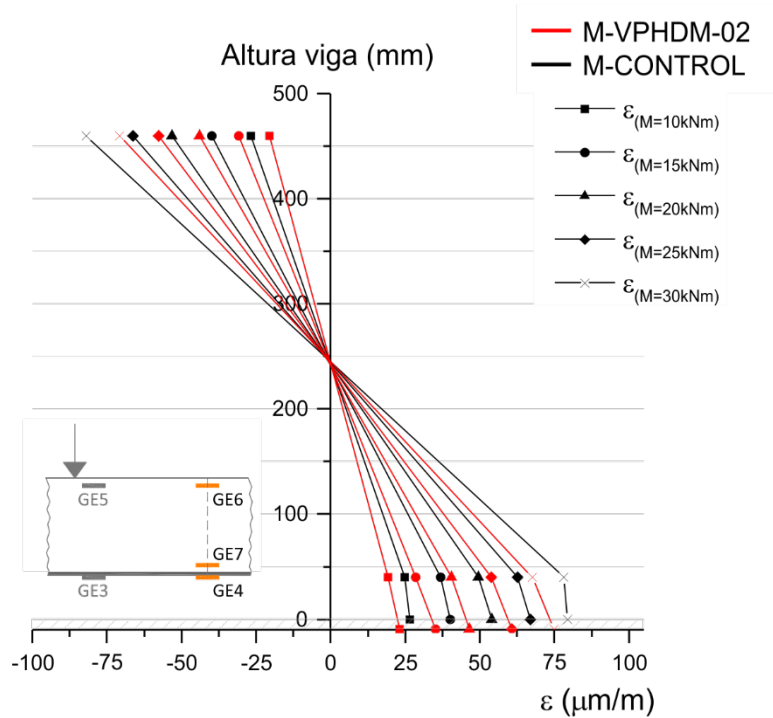
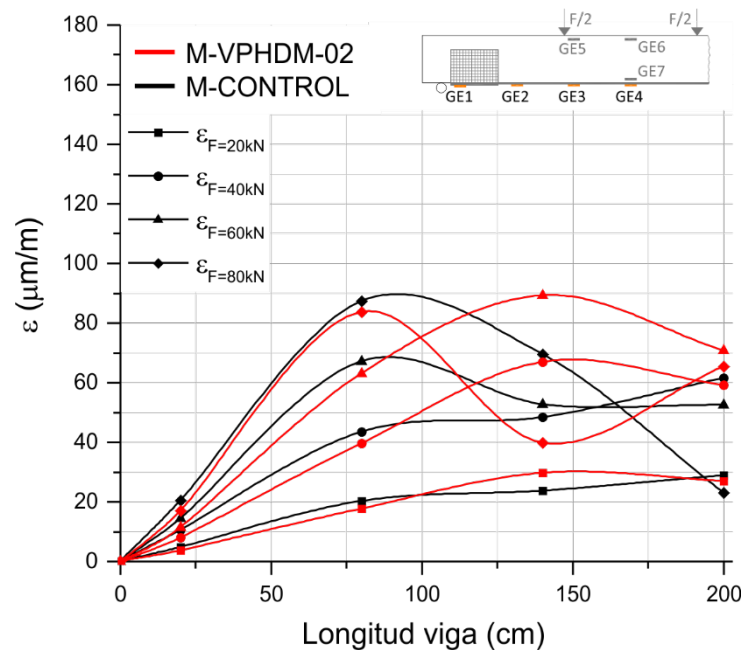


Figura C.102 Deformada de las vigas M-VPHDM-02 y M-CONTROL.



**Figura C.103** Deformaciones en la sección central de las vigas M-VPHDM-02 y M-CONTROL previas a la fisuración (compresión negativa).

Referente al comportamiento de la fibra más traccionada correspondiente a la superficie del *TRM*, se confirma que este tipo de refuerzo fue capaz de controlar la apertura de las fisuras, retrasando los procesos de relajación en la fibra más traccionada de la viga (Figura C.104).



**Figura C.104** Deformaciones en la fibra más traccionada de las vigas M-VPHDM-02 y M-CONTROL.

Por último, la Figura C.105 muestra la relación carga-deformación asociada a tensiones de compresión de las vigas M-VPHDM-02 y M-CONTROL registradas por dos galgas extensométricas. Se observa que

el comportamiento de ambas vigas fue similar, desarrollando el tramo lineal del espécimen reforzado una pendiente mayor que el del espécimen sin reforzar.

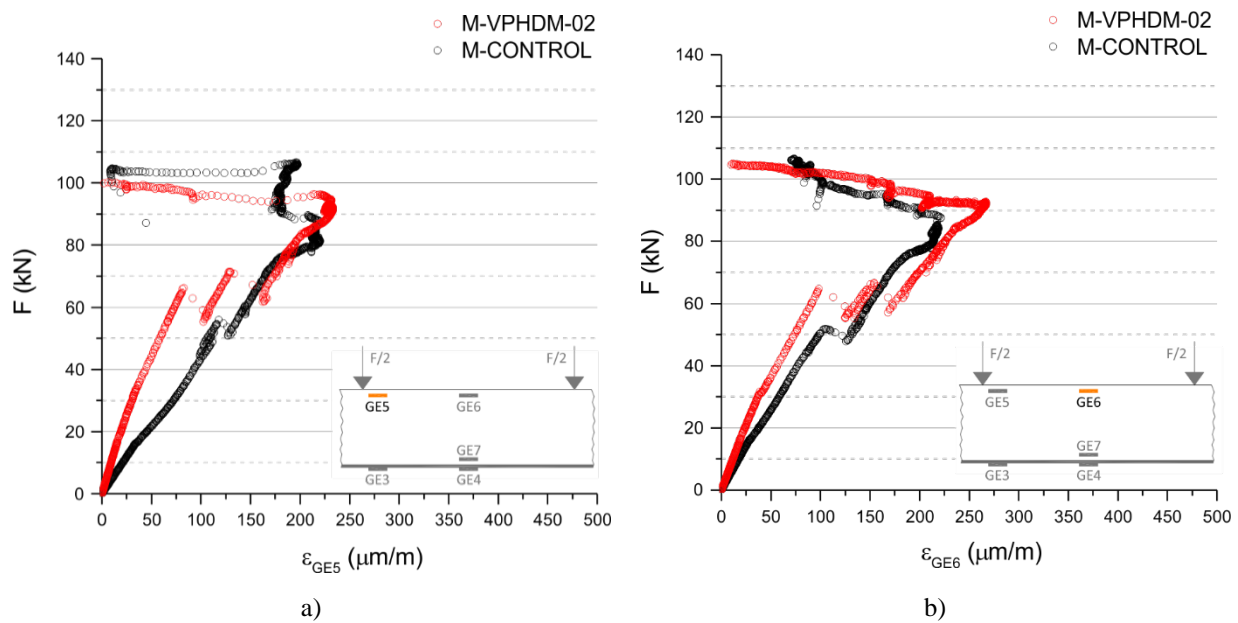


Figura C.105 Relación carga-deformación asociada a tensiones de compresión de las vigas M-VPHDM-02 y M-CONTROL: a) galga extensométrica GE5, b) galga extensométrica GE6.